



*Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos,
Canales y Puertos.*

UNIVERSIDAD DE CANTABRIA



ANÁLISIS DE LA CAPACIDAD DE CARGA EN COMPONENTES CON DEFECTOS TIPO ENTALLA MEDIANTE METODOLOGÍAS BASADAS EN LA TEORÍA DE LAS DISTANCIAS CRÍTICAS

Trabajo realizado por:

Marcos Sánchez Matías.

Dirigido por:

Sergio Cicero González.

Titulación:

**Máster Universitario en
Integridad y Durabilidad de
Materiales, Componentes y
Estructuras.**

Santander, Octubre de 2020.

TRABAJO FIN DE MÁSTER

ÍNDICE

1.	INTRODUCCIÓN.....	1
2.	ESTADO DEL ARTE	3
2.1.	Mecánica de la fractura elástica lineal	3
2.1.1.	Introducción	3
2.1.2.	Efecto de concentración de tensiones en defectos	3
2.1.3.	Criterio energético de rotura	4
2.1.4.	Estado tensional en el frente de un defecto	5
2.1.5.	Modos de fractura	6
2.1.6.	Factor de intensidad de tensiones	6
2.1.7.	Condiciones críticas de rotura	7
2.2.	Mecánica de la fractura elastoplástica	8
2.2.1.	Introducción	8
2.2.2.	Plastificación en el frente de grieta.....	8
2.2.3.	CTOD.....	9
2.2.4.	La integral J.....	9
2.3.	Análisis de defectos tipo entalla	10
2.3.1.	Introducción	10
2.3.2.	Distribución de tensiones en el fondo de entalla.....	11
2.3.3.	Criterios de fractura frágil en componentes entallados.....	12
2.4.	Teoría de las distancias críticas.....	14
2.4.1.	Introducción	14
2.4.2.	Análisis y parámetros característicos de la TDC.....	15
2.4.3.	Métodos de la Teoría de las Distancias Críticas	16
2.5.	Diagramas de fallo	17
2.5.1.	Análisis de entallas mediante diagramas de fallo	19
3.	MATERIALES Y METODOLOGÍA.....	22
3.1.	Materiales	22
3.2.	Metodología.....	22
3.2.1.	Metodología FAD-TDC.....	22
3.2.2.	Metodología FEA-TDC.....	24

4.	PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	26
5.	RESULTADOS	31
5.1.	Aplicación de la metodología FAD-TDC	35
5.2.	Aplicación de la metodología TDC-FEA.....	39
6.	CONCLUSIONES	43
7.	BIBLIOGRAFÍA.....	44

1. INTRODUCCIÓN

El uso de secciones tubulares está ampliamente extendido en las aplicaciones ingenieriles tales como sistemas de transporte (p. ej. tubos, oleoductos), ingeniería naval y aeronáutica, estructuras offshore o sistemas de elevación (p.ej. grúas), entre otros. Estas soluciones estructurales han demostrado tener una gran resistencia frente diferentes tipos de condiciones de carga, como torsión, compresión y flexión multiaxial. Su particular forma ha demostrado ser una solución adecuada para estructuras expuestas a viento, agua u oleaje, además de ser menos propensas a los procesos de corrosión, al no tender a generar acumulaciones locales de agua. Con todo esto, se vuelve muy relevante desde un punto de vista ingenieril ser capaces de estimar las cargas críticas en este tipo de componentes, especialmente cuando contienen defectos.

En el ámbito de la integridad estructural el análisis de defectos juega un papel fundamental a la hora de garantizar la seguridad de una estructura o un componente, esta importancia deriva del hecho de que ninguna estructura se encuentra libre de defectos, ya sean en la propia estructura (fisuras, poros,...) o propios del material (inclusiones, dislocaciones,...). Los procedimientos de integridad estructural son capaces de evaluar componentes que contienen fisuras, combinando análisis propios de la mecánica de la fractura con el colapso plástico. Sin embargo, en muchas ocasiones las estructuras presentan defectos con cierto radio, que si bien, pueden ser tratados y evaluados como fisuras utilizando las metodologías convencionales, los resultados proporcionados pueden llevar a ser excesivamente conservadores. Esto se debe a que los defectos tipo entalla, cuanto mayor radio tienen, menor es el concentrador de tensiones que generan, lo que conlleva a un aumento de capacidad de carga y de tenacidad a fractura con respecto a las fisuras. El problema radica en que la mecánica de la fractura no es capaz de definir de forma precisa los campos tensionales que surgen en el fondo de las entallas, en ese sentido destacan las metodologías derivadas de la teoría de las distancias críticas, TDC. En los últimos años se han realizado numerosos estudios centrados validar el uso de la TDC en materiales de distinta naturaleza (metálicos [1,2], poliméricos [3,4], cerámicos [5,6] o composites [7]), además de calibrar parámetros característicos de este método como lo es la distancia crítica L . Además, la evolución de herramientas de elementos finitos, FE, ha permitido determinar con mayor facilidad las distribuciones de tensiones en todo tipo de concentradores de tensiones, lo que ha propiciado la extensión de las metodologías basadas en la TDC.

Por otro lado, diversas metodologías basadas en el uso de diagramas de fallo, FAD, han sido planteadas para la evaluación de componentes estructurales que contienen entallas, como las propuestas por: Smith [8,9], Matvienko [10,11], Horn and Sherry [12,13] y Cicero et. al [14,15]. La metodología propuesta por Cicero et. al combina el uso de los diagramas de fallo con la teoría de las distancias críticas. Concretamente, este método consiste en la aplicación de la TDC para corregir la tenacidad a fractura del material, para posteriormente aplicar la evaluación mediante FAD usando las mismas ecuaciones que para materiales fisurados. El principal problema de estas metodologías es que han sido validadas haciendo uso de las típicas probetas de fractura, como las probetas “compact tension” (CT) y las “single edge notched bend” (SENB), por lo que se desconoce su eficacia al aplicarse a gran escala en componentes estructurales.

En este contexto, el presente trabajo pretende tanto validar la metodología propuesta por Cicero et. al como proponer una metodología alternativa aplicando directamente la TDC junto a un análisis de elementos finitos, FEA, con el fin de poder estimar la capacidad de carga en vigas tubulares que contienen defectos tipo entalla en U. Para ello, el apartado 2 proporciona el marco teórico del trabajo, incluyendo tanto aspectos teóricos propios de la mecánica de la fractura (junto al análisis del efecto entalla) , como una descripción de la metodología FAD y de la TDC, en el apartado 3 se explican los

materiales y se describen las metodologías propuestas para la evaluación de los componentes estructurales, el apartado 4 describe el programa experimental, el apartado 5 presenta los resultados experimentales y las capacidades de carga estimadas junto a un análisis de las mismas, y por último el apartado 6 resume las principales conclusiones obtenidas de este trabajo.

2. ESTADO DEL ARTE

2.1. Mecánica de la fractura elástica lineal

2.1.1. Introducción

La Mecánica de la Fractura es la rama de la ciencia que se encarga de analizar el comportamiento mecánico de materiales que contienen defectos, con el objeto de predecir cuales son las condiciones que producirán el fallo o la rotura del elemento. Estas condiciones críticas están relacionadas tanto con el esfuerzo aplicado exterior como con el tamaño máximo del defecto.

En un principio la teoría de la mecánica de la fractura solo podía ser aplicada para materiales que cumplieran la ley de Hooke, es decir, materiales frágiles como: vidrios, cerámicos o metálicos que presentan un comportamiento elástico lineal. De esta manera nace lo que se conoce como la Mecánica de la Fractura Elástica Lineal, MFEL. Por otra parte, la necesidad de caracterizar materiales que desarrollan grandes deformaciones no lineales antes de la fractura, como sucede en algunos metales y polímeros, propicia la aparición de la Mecánica de la Fractura Elastoplástica, MFEP.

La MFEL se puede estudiar desde dos enfoques distintos, aunque equivalentes en la mayoría de casos. El primer estudio se conoce como el criterio energético, cuyas primeras investigaciones son atribuidas a Griffith, cuyo análisis se centra en el balance de energías que se produce en el frente del defecto. El segundo es el criterio tensional, cuyas primeras soluciones se deben a Irwin o Williams entre otros autores, donde los campos de tensiones y deformaciones en la punta de la grieta quedan definidos mediante el conocido factor de intensidad de tensiones, K.

En conclusión, la mecánica de la fractura es una potente herramienta utilizada en el diseño de estructuras y componentes, que complementa los métodos convencionales de cálculo derivados de la resistencia de materiales, donde únicamente se tienen en cuenta la carga aplicada, el límite elástico o la resistencia mecánica del material, y añade nuevos parámetros a tener en cuenta como lo son el tamaño del defecto o la tenacidad a fractura del material. Esto ha permitido desarrollar diseños mejor optimizados y menos conservadores, con el consiguiente ahorro de material y de sobrecostos derivados por ejemplo de reparaciones o sustituciones.

2.1.2. Efecto de concentración de tensiones en defectos

Inglis [16] fue el primero en estudiar el efecto concentrador de tensiones que provoca la aparición de alguna discontinuidad geométrica (por ejemplo un cambio de sección, un taladro, un defecto, etc.). Para ello utilizó un placa plana con un agujero elíptico cuyas dimensiones eran $2a$ de largo por $2b$ de ancho y sometió a la placa a un esfuerzo σ perpendicular al eje mayor de la elipse, como muestra la Fig. 2.1. Asumiendo que la placa es lo suficientemente grande como para que el agujero no se vea afectada por las condiciones de contorno, Inglis calculó la tensión en el extremo del eje mayor σ_A como:

$$\sigma_A = \sigma \left(1 + \frac{2a}{b} \right) \quad (2.1)$$

La relación σ_A/σ se denomina factor de concentración de tensiones K_t . En el caso en que $a=b$ el agujero es circular y $K_t = 3$. Por otro lado, observó que al aumentar la relación entre el eje mayor y el eje menor, el radio de curvatura ρ disminuía, de forma que el defecto se asemejaba más a una grieta aguda. Debido a esto, expresó la ecuación (2.1) en función de ρ como se muestran en (2.2):

$$\sigma_A = \sigma \left(1 + 2 \sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \quad (2.2)$$

siendo:

$$\rho = \frac{b^2}{a} \quad (2.3)$$

El problema de la ecuación (2.2) radica en el hecho de que predice tensiones infinitas en el frente del defecto cuando la grieta es aguda, ya que el radio de curvatura tiende a cero. Esto fue uno de los motivos que llevó a Griffith a desarrollar una teoría alternativa basada en energías.

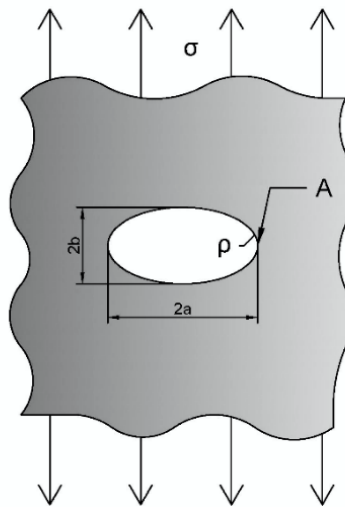


Fig. 2.1. Agujero elíptico en una placa plana de grandes dimensiones [17].

2.1.3. Criterio energético de rotura

El criterio energético de propagación de grietas es la base de la mecánica de la fractura, cuyos inicios se deben a los estudios realizados por Griffith en 1920 [18], donde analizó el avance de grietas en materiales frágiles. De acuerdo a la teoría de Griffith, se llega a la conclusión de que para que una fisura propague, es necesario que la energía elástica, U , liberada por dicha propagación sea igual o mayor a la energía de superficie, W , requerida para que la grieta se prolongue. Por lo tanto, cuando el sistema entra en un estado de equilibrio inestable debido a las tensiones aplicadas, se produce un balance de energías, en función de la longitud de la grieta, a , la cual se expresa con la ecuación (2.4):

$$\frac{dU}{da} = \frac{dW}{da} \quad (2.4)$$

Sin embargo, este modelo no quedó completo hasta 1956 con las aportaciones de Irwin [19], quien planteó un enfoque energético con mayor interés desde un punto de vista ingenieril. El autor, siguiendo las teorías de Griffith, definió el primer término de la igualdad (2.4) como tasa de liberación de energía, G , y el segundo como energía de fractura o resistencia al avance de la grieta, R , siendo esta última una característica propia del material. De esta manera, expresó la condición de rotura energética como (2.5):

$$G = R = G_c \quad (2.5)$$

2.1.4. Estado tensional en el frente de un defecto

En 1957, Irwin [20] desarrolló uno de los mayores avances en la MFEL al conseguir formular el problema de propagación de grietas en términos de tensiones y desplazamientos. De esta forma, realizando un análisis elástico-lineal y asumiendo que el material tiene un comportamiento isótropo (mismas propiedades mecánicas en cualquier dirección), se puede obtener la distribución de tensiones en el frente de una fisura.

Considerando un sistema de coordenadas polares con origen en la punta de la grieta, como muestra la Fig. 2.2, el campo tensional en un punto cercano al frente de grieta dependerá de: las coordenadas del punto escogido (r, θ), la tensión aplicada, σ , y el tamaño de la fisura, a .

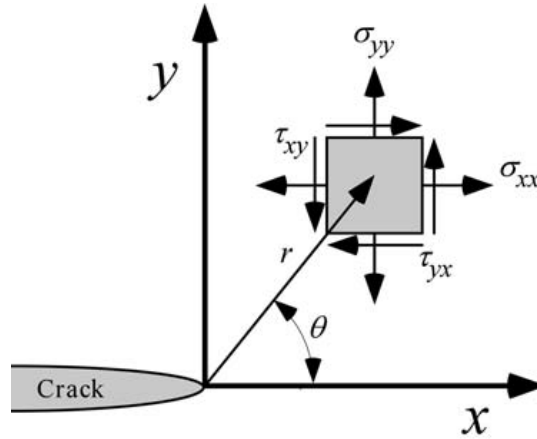


Fig. 2.2. Estado tensional en las proximidades del frente de la fisura [17].

En el caso de analizar el estado tensional para una placa plana infinita, o con una fisura pasante de longitud $2a$, como la mostrada en la Fig. 2.1, y sometida al Modo I de carga, las soluciones analíticas se pueden expresar a partir de la serie de Williams [21]:

$$\sigma_{xx} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (2.6)$$

$$\sigma_{yy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (2.7)$$

$$\tau_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad (2.8)$$

siendo en el caso de tensión plana:

$$\sigma_{zz} = 0 \quad (2.9)$$

y para condiciones de deformación plana:

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad (2.10)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (2.11)$$

Puede observarse como de forma teórica, al acercarnos al frente de la fisura ($r \rightarrow 0$) las tensiones tienden a infinito.

2.1.5. Modos de fractura

En mecánica de la fractura cualquier elemento puede ser cargado mediante tres modos básicos, como puede verse en la Fig. 2.3.

- Modo I o modo de apertura, los esfuerzos (tracción) son perpendiculares al plano de fisura.
- Modo II o modo de deslizamiento, los esfuerzos (cortantes) son paralelos al plano de la fisura y perpendicular a su frente.
- Modo III o modo de desgarro, los esfuerzos (torsión) son paralelos tanto al plano de la fisura como a su frente.

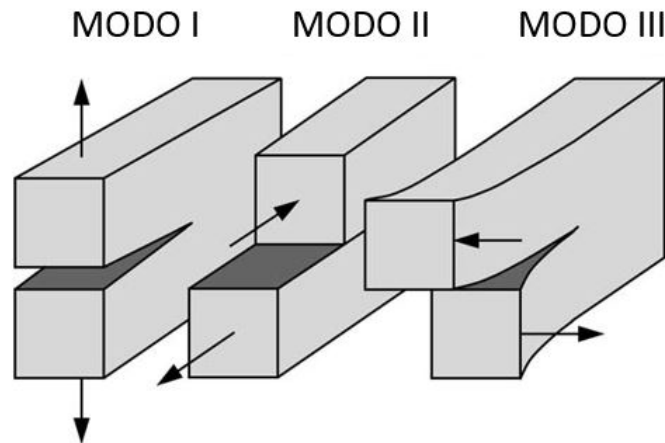


Fig. 2.3. Modos de rotura [17].

Aunque un elemento puede estar sometido a cualquiera de los tres modos, o a una combinación de estos, el Modo I es el más usual y peligroso, y es el modo rotura empleado para la realización del presente trabajo.

2.1.6. Factor de intensidad de tensiones

A partir de los análisis tensionales realizados, surge una variable capaz de relacionar la geometría del componente, el tamaño del defecto y las cargas a las que se encuentra sometido. Este parámetro aparece como una nueva magnitud física con dimensiones y significado propio. Se trata del Factor de Intensidad de Tensiones, K , cuya expresión general viene dada en la ecuación (2.12):

$$K = M\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.12)$$

Donde M es una constante adimensional que depende de la geometría del componente, σ es el esfuerzo externo aplicado y a representa la longitud de la grieta. En el ejemplo de la placa de Inglis, mostrada en la Fig. 2.1, el parámetro K queda definido de la siguiente manera (2.13):

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.13)$$

La importancia del factor de intensidad de tensiones, cuyas unidades en el Sistema Internacional son $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, radica en que permite definir completamente el estado tensional y deformacional en las proximidades del frente de grieta. De manera que el campo de tensiones en las inmediaciones de la punta de la fisura puede ser escrito de forma general como (2.14):

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (2.14)$$

El valor del factor de intensidad de tensiones para distintas geometrías sencillas, como la expuesta anteriormente, ya han sido tabulados por distintos investigadores [22–24]. Hay que tener cuenta que para que K sea un parámetro útil debe ser posible estudiarlo en cualquier situación. En este sentido se pueden aplicar tanto métodos analíticos como experimentales. Los primeros están basados en la teoría de la Elasticidad, siendo de gran utilidad los análisis por elementos finitos para geometrías complejas. Los segundos están basados en criterios energéticos, como la medición de la flexibilidad.

2.1.7. Condiciones críticas de rotura

Como hemos visto anteriormente la influencia de la geometría del elemento agrietado y las condiciones de carga en el frente del defecto se pueden expresar a través de K . De esta manera, el criterio de fractura establece que para que se produzca el fallo, el factor de intensidad de tensiones debe alcanzar un valor crítico, denominado tenacidad a fractura K_{IC} , como se muestra en la siguiente igualdad (2.15):

$$K_I = K_{IC} \quad (2.15)$$

La tenacidad a fractura es una propiedad del material que es independiente de la geometría del defecto y se determina experimentalmente a partir de normativas como la ASTM E399 [25] o la ASTM E1820 [26], entre otras.

Los valores críticos del factor de intensidad de tensiones, K_Q , se ven afectados por la temperatura, la velocidad de carga y por el espesor del elemento. El efecto que tiene el espesor puede observarse en la Fig. 2.4 y está relacionado con el tamaño de la zona plástica. Cuando la zona plástica es grande en comparación con el espesor se desarrollan estados de tensión plana, mientras que cuando la zona plástica es pequeña y/o el tamaño del espesor es suficientemente grande el estado tensional dominante es de deformación plana.

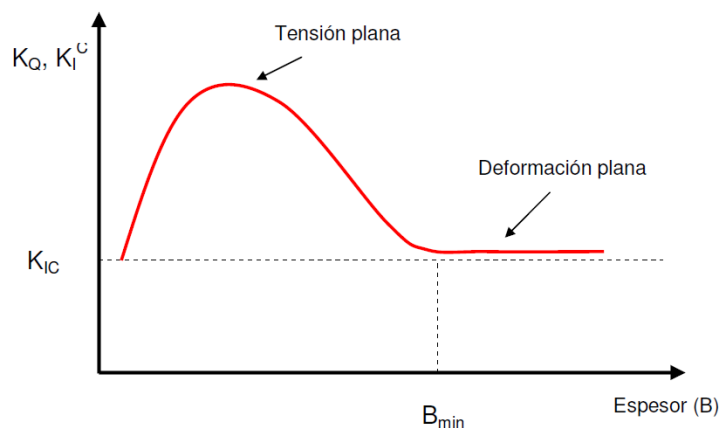


Fig. 2.4. Efecto del espesor en la tenacidad a fractura [27].

Por lo tanto, el espesor debe ser lo suficientemente grande para garantizar condiciones de deformación plana, donde se encuentra el valor más crítico de tenacidad a fractura, K_{IC} .

Por otro lado, como el criterio energético y el criterio tensional describen de manera equivalente el comportamiento de cuerpos agrietados, se establece una relación entre la tasa de liberación de energía crítica G_c y la tenacidad a fractura K_{IC} (2.16):

$$G_c = \frac{K_{IC}^2}{E'} \quad (2.16)$$

siendo para condiciones de tensión plana (2.17):

$$E' = E \quad (2.17)$$

y en el caso de deformación plana (2.18) :

$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2} \quad (2.18)$$

donde E es el módulo de elasticidad y ν es el coeficiente de Poisson del material.

2.2. Mecánica de la fractura elastoplástica

2.2.1. Introducción

El análisis tensional realizado a través de la Mecánica de la Fractura Elástica Lineal predice tensiones que tienden a infinito al aproximarse a la punta del defecto. En la realidad, esto no ocurre, ya que los materiales presentan cierto grado de plasticidad en el frente de la grieta. Por tanto, la MFEL es capaz de predecir correctamente el comportamiento a fractura de materiales frágiles o con regiones plásticas pequeñas. Sin embargo, cuando la deformación plástica es extensa, es necesario aplicar la Mecánica de la Fractura Elastoplástica, MFEP.

2.2.2. Plastificación en el frente de grieta

Los materiales en la práctica no pueden soportar tensiones infinitas en la frente del defecto, de tal forma que el radio en la punta de la grieta debe ser finito. Esto significa que en las proximidades de la grieta siempre se produce cierta deformación plástica, provocando un enroscamiento y la consecuente relajación de tensiones en la punta del defecto.

En el plano de una fisura ($\theta=0$), el estado tensional obtenido con la ecuación (2.14) y el tamaño de la zona plástica se representa en la Fig. 2.5.

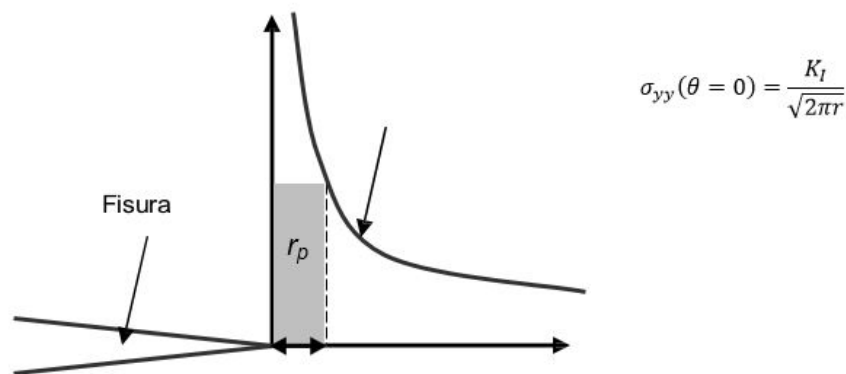


Fig. 2.5. Distribución de tensiones en el fondo de grieta y tamaño de la zona plástica [17].

En una primera aproximación, el tamaño de la zona plástica se obtiene cuando la tensión aplicada alcanza el límite elástico del material σ_y , que en tensión plana viene expresada como (2.19):

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (2.19)$$

Sin embargo, la experiencia demuestra que la zona plástica es superior a la obtenida en la ecuación anterior. Por este motivo, Irwin propuso una corrección, que consistía en suponer que la grieta se comporta como si tuviera una longitud ligeramente mayor a la real, modificando así la ecuación del tamaño de la zona plástica (2.20):

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (2.20)$$

Como se observa en la ecuación (2.20), con la corrección de Irwin [28] el tamaño de la zona plástica aumenta el doble que la calculada con la primera aproximación (2.19).

Una vez observada la influencia de la zona plástica podemos concluir que para la correcta aplicación de la MFEL resulta imprescindible que el tamaño de dicha región sea pequeño ($r_p \ll a$). Por ello, es necesario la definición de nuevos parámetros que sean capaces de determinar el campo tensional y de deformaciones en fracturas que presenten zonas plásticas mayores. Los dos parámetros propuestos por la MFEP son: la apertura del frente de grieta o CTOD (*Crack Tip Opening Displacement*) y la integral J.

2.2.3. CTOD

El CTOD es un parámetro que surge de los estudios sobre tenacidad a fractura en aceros estructurales llevados a cabo por Wells en los años sesenta [29]. El autor observó cómo estos materiales se enromaban en el frente de la grieta, siendo este enromamiento mayor cuanto más tenaz era el material.

El CTOD es la medida de la apertura que hay entre las caras de la grieta, como se muestra en la Fig. 2.6. El criterio de fractura establece que la fisura rompe cuando el CTOD alcanza un valor crítico denominado $CTOD_c$. El parámetro $CTOD_c$ es característico del material y puede determinarse experimentalmente.

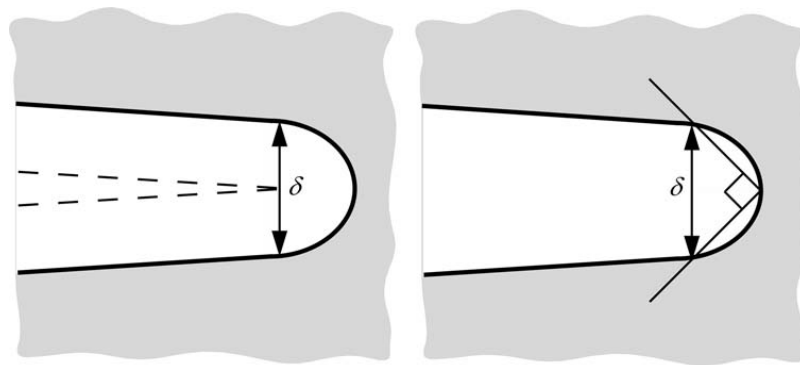


Fig. 2.6. Definiciones alternativas de CTOD [17].

2.2.4. La integral J

La integral J es un parámetro de fractura, propuesto por Rice [30] en 1968, que surgió de la necesidad de extender los criterios energéticos de Griffith a materiales cuyo comportamiento es no lineal.

La Integral J se define como una integral curvilínea, cerrada alrededor del frente de grieta e independiente del camino de integración, que expresa la diferencia entre el trabajo de las fuerzas externas y la energía elástica acumulada a lo largo del camino Γ , como muestra la Fig. 2.7. Matemáticamente la integral J se expresa de la siguiente forma (2.21):

$$J = \int_{\Gamma} \left(w dy - T \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (2.21)$$

Donde w es la densidad de energía de deformación, T es el vector de tracción, u_i se corresponde con los desplazamientos de cada punto en las tres direcciones espaciales y ds es un elemento diferencial de arco.

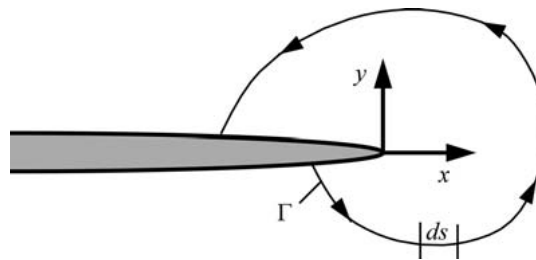


Fig. 2.7. Contorno arbitrario alrededor del frente de grieta [17].

El parámetro J es capaz de definir por sí mismo el estado tensional y deformacional en el entorno de un defecto en materiales elastoplásticos. Por ello, es una medida ampliamente utilizada como criterio de rotura en MFEP, que establece que la fractura de un material se produce cuando la integral J de un defecto alcanza un valor crítico denominado J_c .

2.3. Análisis de defectos tipo entalla

2.3.1. Introducción

Hasta el momento se ha estudiado la fractura en componentes fisurados, es decir, asumiendo una grieta afilada. Sin embargo, la realidad muestra que en muchas situaciones los defectos presentan cierto radio, por lo que si se aplican los mismos cálculos que los usados en grietas agudas se obtienen resultados excesivamente conservadores. Esto se debe a que los componentes entallados presentan una mayor capacidad resistente [31].

En fractura frágil, la MFEL determina el factor de intensidad de tensiones con la ecuación (2.12). A partir de esta expresión se deduce que la situación crítica se alcanza cuando el producto de la tensión aplicada crítica por la raíz cuadrada de la longitud de la fisura es constante [21] (2.22):

$$\sigma_c \sqrt{a} = cte_1 \quad (2.22)$$

La presencia de defectos tipo entalla en componentes produce situaciones menos críticas que modifican la expresión (2.22) de la siguiente forma (2.23):

$$\sigma_c a^\alpha = cte_2 \quad (2.23)$$

donde α es una constante que depende del radio de entalla.

Podemos concluir que el efecto entalla, dependiendo de la morfología de esta, produce situaciones intermedias entre un componente sin defectos y un material fisurado.

2.3.2. Distribución de tensiones en el fondo de entalla

El análisis de la distribución de tensiones en el fondo de entalla ha sido estudiado por muchos autores [32–39]. En resumen, todos sugieren expresiones analíticas en las que la tensión normal al frente de la entalla es función de la inversa de la raíz de la distancia al fondo de la entalla, r , tal como la muestra en la ecuación (2.24).

$$\sigma_y = f\left(\frac{1}{\sqrt{r}}\right) \quad (2.24)$$

Dichas distribuciones se pueden representar en una gráfica adimensionalizada como la de la Fig. 2.8, donde se muestra la tensión normal al fondo de la grieta dividida de la tensión nominal, frente a la distancia al fondo de entalla entre el espesor, para distintos radios de entalla.

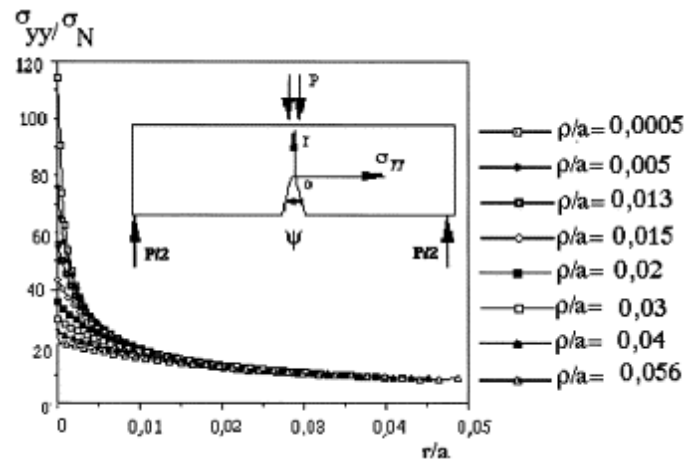


Fig. 2.8. Gráfica tensión frente a distancia al frente de entalla adimensionalizada [39].

Como puede observarse, al contrario de lo que ocurriría con las fisuras, en el frente de la entalla la tensión alcanza un valor máximo finito. Además, cuanto mayor es el radio de la entalla, más planas son las distribuciones de tensiones obtenidas.

Por otro lado, al representar la distribución tensional de forma bilogarítmica, como se aprecia en la Fig. 2.9, se pueden distinguir tres regiones [40]:

- Zona I: es la zona más cercana al frente de la entalla, en ella la tensión máxima es prácticamente constante y su valor es igual al producto del factor de concentración de tensiones K_t y la tensión nominal σ_n (tensión que tendría el componente sin la entalla).
- Zona II: es una zona de transición entre la zona I y la zona III.
- Zona III: en esta zona la tensión normal sigue la siguiente ecuación (2.25):

$$\sigma_{yy} = \frac{K_\rho}{(2\pi r)^\alpha} \quad (2.25)$$

Donde K_ρ es el factor de intensidad de tensiones de entalla, también llamado NSIF (*Notch Stress Intensity Factor*) y α es una constante que depende del radio de entalla [41].

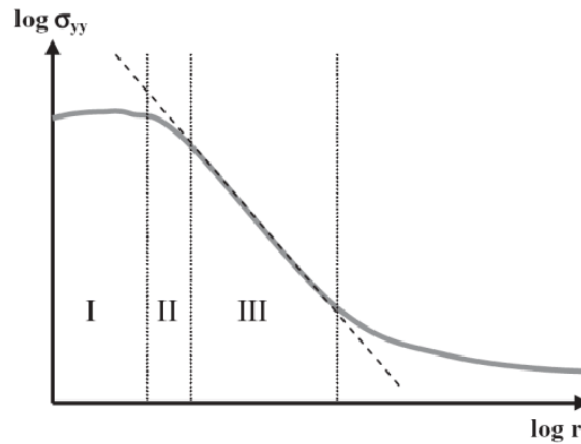


Fig. 2.9. Distribución de tensiones para definir las distintas zonas de daño local [42].

Por tanto, a través de K_p se puede definir completamente el campo tensional y deformacional en las proximidades de una entalla. Además, permite determinar la tenacidad a fractura aparente del material, denominado K_{mat}^N o K_{IN} .

2.3.3. Criterios de fractura frágil en componentes entallados

Una vez estudiado los perfiles tensionales en el frente de entalla, se pueden diferenciar dos criterios con los que analizar el fallo del componente: el criterio global y los criterios locales [39,43].

2.3.3.1. Criterio de fractura global

El criterio de fractura global es análogo al análisis realizado para componentes fisurados y establece que el fallo se produce cuando el factor de intensidad de tensiones de entalla alcanza un valor crítico denominado K_p^c , como se muestra en la ecuación (2.26).

$$K_p = K_p^c \quad (2.26)$$

El parámetro K_p^c representa la tenacidad a fractura en componentes entallados y depende del material y del radio de entalla. Desde un punto de vista teórico resulta un enfoque totalmente válido, pero en la práctica su uso es muy limitado debido a la escasez de soluciones analíticas de K_p y a la falta de procedimientos experimentales normalizados para la determinación de K_p^c .

2.3.3.2. Criterios de fracturas locales

A lo largo de la historia se han desarrollado muchas propuestas con el objetivo de predecir el fallo en componentes fisurados y entallados, todos basados en el estudio de los campos de tensiones en el fondo del defecto [39,40,44–51].

Entre los criterios locales existentes cabe destacar el modelo de la tensión media crítica, que considera que para que se produzca el fallo en una entalla, la tensión media a lo largo de la distancia efectiva X_{ef} debe superar la resistencia del material σ_f tal como se expresa en (2.27). La distancia efectiva representa la distancia desde el frente de grieta hasta el límite entre la zona II y la zona III, como se aprecia en la Fig. 2.10, y está localizada en una zona de tensiones elevadas en la cual el gradiente de tensiones es reducido.

$$\frac{1}{X_{ef}} \int_0^{X_{ef}} \sigma(r) dr = \sigma_f \quad (2.27)$$

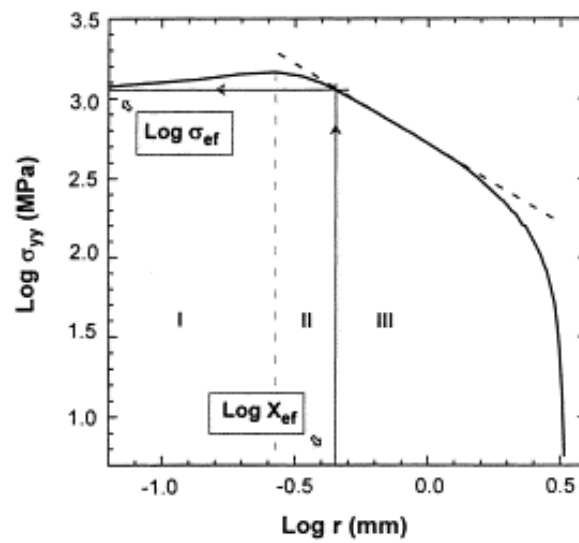


Fig. 2.10. Distribución de tensiones bilogarítmica para definir parámetros de la zona de daño local [41].

Kim et al. [52] además de demostrar que la distancia efectiva X_{ef} es función lineal del radio de entalla, utilizaron el modelo de las tensiones medias críticas para establecer una relación entre la tenacidad a fractura del material (K_{IC} o K_{mat} de manera general), y la tenacidad a fractura aparente (K_{IN} o K_{mat}^N de forma genérica), tal como muestra la expresión:

$$\frac{K_{IN}}{K_{IC}} = \sqrt{1 + \frac{\rho}{2X_{ef}}} \quad (2.28)$$

En la Fig. 2.11, se aprecia como la tenacidad aparente a fractura se incrementa con el radio de entalla una vez que éste ha superado un cierto valor.

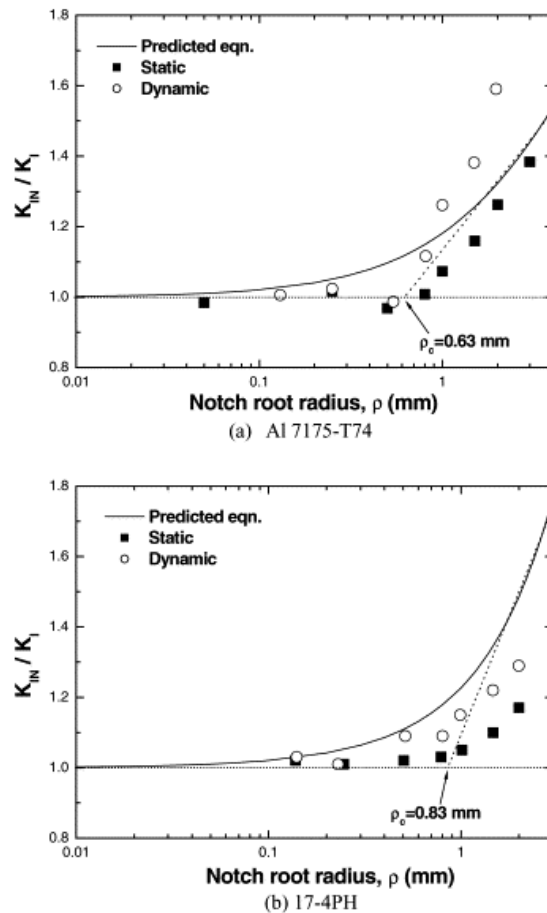


Fig. 2.11. Evolución de la tensión aparente con el radio de entalla [52].

Como se ha visto, existen diferentes criterios de fractura teóricos para analizar componentes entallados, sin embargo, no establecen una metodología que permita su estudio de manera práctica. En este sentido surge la Teoría de las Distancias Críticas, TDC, la cual, al ser el marco de estudio en el presente trabajo, se explica con más detalle a continuación.

2.4. Teoría de las distancias críticas

2.4.1. Introducción

La TDC agrupa un conjunto de metodologías usadas para predecir el efecto de entallas y otros concentradores de tensiones en las evaluaciones de rotura. La TDC, a diferencia de la MFEL, precisa de dos parámetros característicos para realizar el análisis: la tenacidad a fractura del material K_{mat} y un nuevo parámetro de longitud denominado distancia crítica L [53].

Los orígenes de la TDC se remontan a mediados del siglo XX con los trabajos de Neuber [54] y Peterson [55], cuando trataban de predecir el comportamiento en fatiga de materiales metálicos que contenían defectos tipo entalla. Los primeros diagramas que utilizaron ambos autores para explicar la teoría de las distancias críticas se muestran en la Fig. 2.12.

El estudio desarrollado por Neuber consistía en promediar la tensión elástica hasta cierta distancia crítica del frente de entalla, surgiendo así lo que se conoce actualmente como el Método de la Línea o LM (Line Method), en el cual la longitud crítica se denomina $2L$.

Paralelamente al trabajo de Neuber, Peterson propuso un método alternativo en el que medía la tensión en un punto a una cierta distancia crítica. Esta metodología se conoce como el Método del Punto o PM (Point Method), cuya longitud crítica se corresponde con $L/2$.

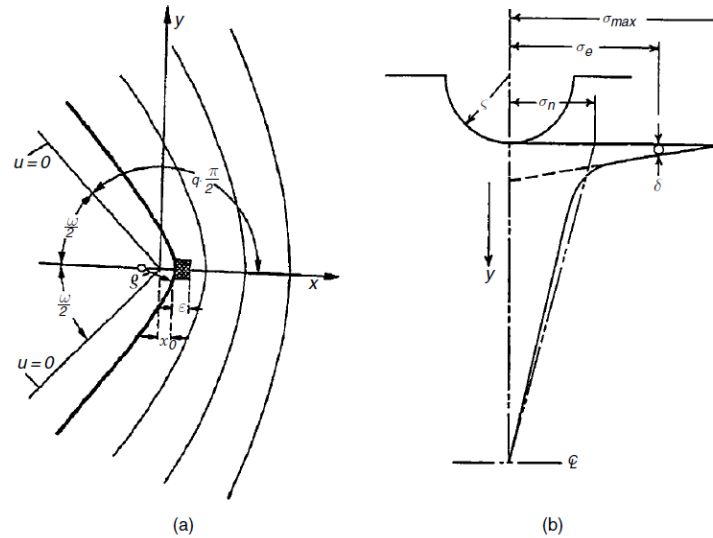


Fig. 2.12. Primeros esquemas que ilustraron la distancia crítica: (a) Método de la Línea de Neuber [56], donde ϵ es la distancia crítica y (b) el Método del Punto de Peterson [57], donde δ representa la distancia crítica.

En el desarrollo de sus métodos, Neuber y Peterson tuvieron que resolver dos problemas. El primero de ellos fue determinar qué valor tomar como distancia crítica, lo cual resolvieron empíricamente ajustando los resultados obtenidos de los ensayos a fatiga. La segunda dificultad fue calcular de manera precisa las tensiones en componentes reales entallados, para evitar este problema emplearon las tensiones locales, ya que estas se pueden calcular conociendo principalmente el radio de entalla y el factor de concentración de tensiones. Así se consiguen distribuciones de tensiones lo suficientemente precisas como para aplicarlas en el PM y el LM [58].

2.4.2. Análisis y parámetros característicos de la TDC

Como se ha visto, la TDC es un conjunto de métodos con características comunes que se utilizan para realizar predicciones de la resistencia a fractura de un material en presencia de defectos con radio finito. Para ello se realiza un análisis elástico-lineal en las proximidades de la entalla, a partir del cual se obtienen los campos tensionales y de deformaciones. En muchas ocasiones los materiales en presencia de entallas, en especial si son afiladas, presentan campos tensionales que difieren de un comportamiento lineal cuando las tensiones son lo suficientemente elevadas. A pesar de ello, la TDC es capaz de realizar predicciones con gran precisión empleando únicamente el análisis elástico-lineal. Uno de los parámetros característicos de la TDC es la distancia crítica L , la cual puede expresarse para una evaluación a fractura como (2.29):

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{mat}}{\sigma_o} \right)^2 \quad (2.29)$$

Siendo la σ_o el otro parámetro característico de la TDC, denominado tensión inherente. Cuando el comportamiento del material es totalmente lineal, la tensión inherente coincide con la tensión de rotura σ_u , en caso contrario es necesario calibrar la σ_o de manera experimental o en combinación con

un análisis tensional. De esta manera, con la ecuación (2.29) se establece una relación entre la tenacidad a fractura del material y las dos constantes propias de la TDC.

2.4.3. Métodos de la Teoría de las Distancias Críticas

Dentro del conjunto de metodologías que engloba la TDC destacan cuatro que emplean el parámetro L junto a un análisis elástico-lineal: el Método del Punto, PM, y el Método de la Línea, LM, basados en el campo de tensiones en las proximidades del defecto, y el Método de la Fisura Imaginaria ICM (Imaginary Crack Method) y la Mecánica de la Fractura Finita FFM (Fracture Finite Mechanic), basados en el factor de intensidad de tensiones K . En general, las predicciones de tenacidad aparente a fractura calculadas por estos métodos otorgan resultados parecidos [53]. Para el presente trabajo se usan el PM y el LM, los cuales se desarrollan a continuación.

2.4.3.1. El Método del Punto

El método del punto establece como criterio de fallo que la tensión a una distancia $L/2$ del frente del defecto sea igual a la tensión inherente. Matemáticamente, la condición de rotura puede expresarse como la ecuación (2.30):

$$\sigma\left(\frac{L}{2}\right) = \sigma_o \quad (2.30)$$

El PM puede utilizarse para calibrar las constantes L y σ_o de un determinado material, para ello se necesita ensayar a fractura dos probetas con distintos radios de entalla determinando así la carga de rotura correspondiente. Posteriormente las probetas pueden simularse por elementos finitos, obteniendo el campo tensional en el fondo de la entalla para la carga de rotura correspondiente. Se grafican las distribuciones de tensiones frente a la distancia al fondo de entalla de forma que las curvas se cortan en un punto cuyas coordenadas son $L/2$ y σ_o , como muestra la Fig. 2.13.

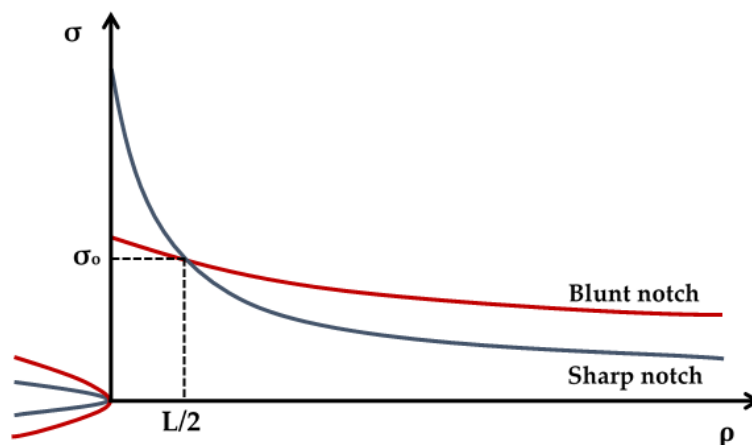


Fig. 2.13. Obtención de los parámetros L y σ_o mediante el PM.

Como se ha comentado anteriormente, la capacidad resistente de un material en presencia de entallas es mayor que con fisuras. Para predecir este aumento, la TDC parte de la hipótesis propuesta por Creager y Paris [34], en la que asimilan el campo tensional en el frente de la entalla al existente en el fondo de una fisura pero desplazado cierta distancia (correspondiente a la mitad del radio de entalla, $\rho/2$) en el plano de propagación de la grieta, resultando la expresión (2.31):

$$\sigma(r) = \frac{K \sqrt{2(r + \rho)}}{\sqrt{\pi}(2r + \rho)^{\frac{3}{2}}} \quad (2.31)$$

Donde r es la distancia al fondo de entalla, ρ es el radio de entalla y K es el factor de intensidad de tensiones para una fisura de igual longitud que la entalla.

Para obtener la tenacidad a fractura aparente en función del radio de entalla, K_{mat}^N , basta con combinar el campo de tensiones dado en la ecuación (2.31), con el criterio de fractura del PM, expresión (2.30), obteniendo como resultado (2.32):

$$K_{mat}^N = K_{mat} \frac{\left(1 + \frac{\rho}{L}\right)^{\frac{3}{2}}}{\left(1 + \frac{2\rho}{L}\right)} \quad (2.32)$$

2.4.3.2. El Método de la Línea

El método de la línea propone como criterio de fallo que la tensión media a lo largo de una longitud $2L$ sea igual al valor de la tensión inherente, como se muestra en la Fig. 2.14. Expresándose de manera analítica como (2.33):

$$\frac{1}{2L} \int_0^{2L} \sigma(r) dr = \sigma_o \quad (2.33)$$

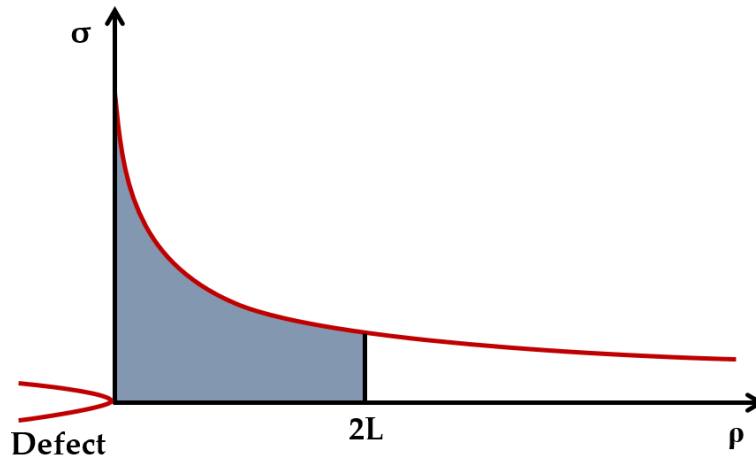


Fig. 2.14. Definición de los parámetros del LM.

Análogamente a lo visto en el PM, para predecir los valores de K_{mat}^N , se combinan la expresión del campo tensional de Creager-Paris, ecuación (2.31), con el criterio de rotura del LM, ecuación (2.33), obteniendo la ecuación (2.34):

$$K_{mat}^N = K_{mat} \sqrt{1 + \frac{\rho}{4L}} \quad (2.34)$$

2.5. Diagramas de fallo

En el campo del análisis de la integridad en componentes y estructuras una de las metodologías más extendidas es el uso de diagramas de fallo o FAD (Failure Assessment Diagrams). El enfoque FAD es

muy versátil, ya que abarca un amplio rango de comportamiento de los materiales, desde materiales que presentan fractura frágil, hasta comportamientos totalmente plásticos, la Fig. 2.15 muestra un resumen de las distintas situaciones y criterios de análisis en función del tamaño de la zona plástica.

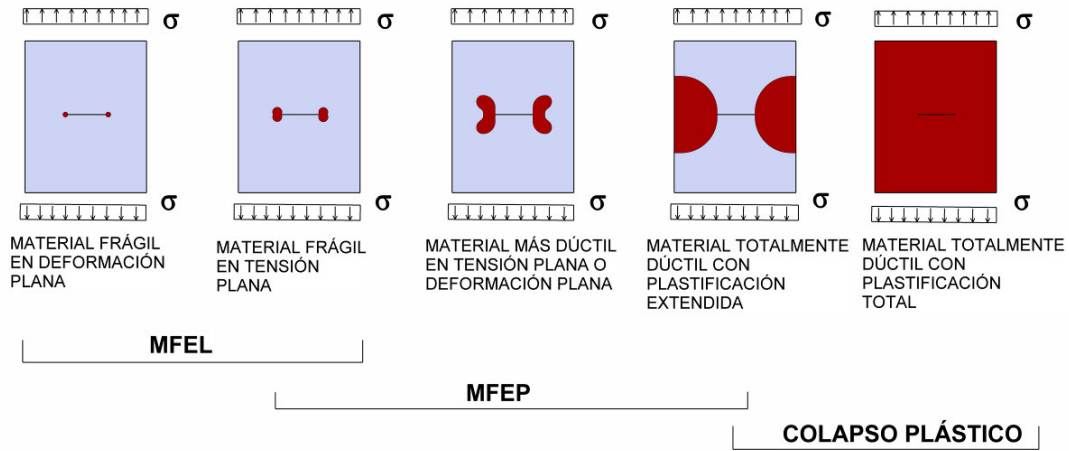


Fig. 2.15. Distintos comportamientos estructurales en función del tamaño de la zona plástica [59].

Para poder abarcar cualquier tipo de comportamiento es necesario evaluar de forma simultánea la fractura y el colapso plástico, en este sentido se hace uso de dos parámetros normalizados, K_r y L_r , cuyas expresiones generales son (2.35) y (2.36):

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} \quad (2.35)$$

$$L_r = \frac{P}{P_L} \quad (2.36)$$

donde K_I es el factor de intensidad de tensiones, K_{mat} es la tenacidad a fractura, P es la carga aplicada y P_L es la carga que provoca el colapso plástico. En algunos procedimientos, como la BS7910, L_r viene expresada con la ecuación (2.37), la cual es totalmente equivalente a la mostrada en la ecuación (2.36):

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_Y} \quad (2.37)$$

Una vez definidos estos parámetros hay que conocer en qué condiciones se produce el fallo del componente, para ello se define la línea de fallo FAL (Failure Assessment Line), de modo que, si el punto de evaluación se encuentra por debajo de dicha línea, se considera que el componente está en unas condiciones seguras. La Fig. 2.16 muestra un diagrama FAD, donde la línea FAL viene dada de forma general por la ecuación (2.38):

$$K_r = f(L_r) \quad (2.38)$$

La función $f(L_r)$ es la encargada de introducir la corrección plástica a la evaluación de fractura y su expresión analítica exacta viene dada por (2.39):

$$f(L_r) = \sqrt{\frac{J_{el}}{J}} \quad (2.39)$$

donde J_{el} corresponde a la parte elástica de la integral J. Sin embargo, la línea de fallo normalmente se obtiene a partir de ajustes experimentales que aseguran que los resultados obtenidos estén del lado de la seguridad.

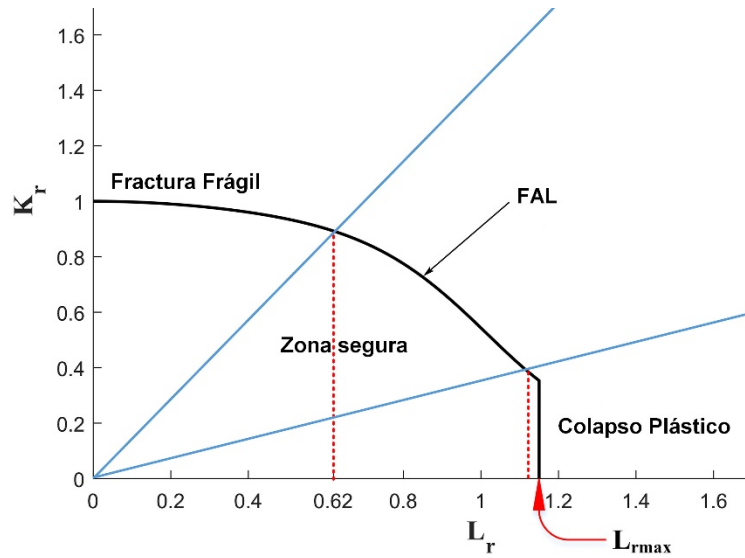


Fig. 2.16. Diagrama de Fallo (FAD).

Para completar el FAD queda por definir el L_{rmax} o cut-off, cuya región delimita la carga máxima que es capaz de soportar un componente antes de que se produzca el colapso plástico. El valor de L_{rmax} se calcula con la ecuación (2.40) siguiendo la BS7910 [60], y depende del límite elástico del material y de la tensión de rotura.

$$L_{rmax} = \frac{\sigma_Y + \sigma_U}{2\sigma_Y} \quad (2.40)$$

Los análisis FAD convencionales propuestos en los procedimientos de integridad estructural, como la BS7910 o el FITNETT FFS [60,61], se basan en la evaluación de componentes y estructuras metálicas. Sin embargo, estas metodologías también se han aplicado exitosamente en la evaluación de integridad estructural de materiales no metálicos, como por ejemplo en polímeros [62].

2.5.1. Análisis de entallas mediante diagramas de fallo

El FAD descrito es de utilidad cuando los componentes se encuentran fisurados, por lo tanto, si se aplica este método de evaluación directamente a componentes con defectos tipo entalla los resultados pueden ser excesivamente conservadores. En este sentido se va a hacer uso de las metodologías expuestas de la TDC para convertir un problema entallado en uno equivalente fisurado, como se propuso en [15]. Las expresiones para el cálculo de la tenacidad aparente a fractura K_{mat}^N son la ecuación (2.32) para el PM y la (2.34) para el LM. Por consiguiente, el parámetro K_r característico de los análisis FAD queda modificado para el caso entallado de la siguiente manera (2.41):

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}^N} \quad (2.41)$$

Para hacer uso de los FAD es necesario tener en cuenta la carga que produce el colapso plástico, para lo que se utiliza el parámetro L_r . El colapso plástico se manifiesta cuando la sección remanente plastifica completamente, por lo tanto, las variables que intervienen en el proceso son el límite elástico del material y el tamaño del defecto, siendo independiente del radio de la entalla [63], como se

muestran en la Fig. 2.17. Se puede concluir que la carga de colapso plástico es la misma para entallas y fisuras, por lo que L_r no varía.

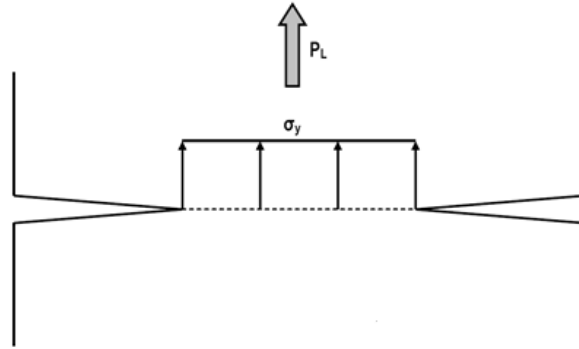


Fig. 2.17. Estado tensional en colapso plástico de una probeta doblemente fisurada.

Como el parámetro que varía en los FAD es la tenacidad a fractura, se establecen dos formas de corrección para la evaluación de defectos tipo entalla. La primera consiste en corregir la coordenada K_r mediante las predicciones del PM y el LM. En el caso de utilizar el PM la expresión (2.39) queda como (2.42):

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat} \frac{\left(1 + \frac{\rho}{L}\right)^{\frac{3}{2}}}{\left(1 + \frac{2\rho}{L}\right)}} \quad (2.42)$$

Análogamente, si se aplica el LM, la expresión resultante es (2.43):

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat} \sqrt{1 + \frac{\rho}{4L}}} \quad (2.43)$$

La segunda corrección modifica la expresión de la FAL dada de forma general en la ecuación (2.37). De forma que, si se emplea el PM, se obtiene (2.44):

$$K_r = f(L_r) \frac{\left(1 + \frac{\rho}{L}\right)^{\frac{3}{2}}}{\left(1 + \frac{2\rho}{L}\right)} \quad (2.44)$$

siendo para el LM (2.45):

$$K_r = f(L_r) \sqrt{1 + \frac{\rho}{4L}} \quad (2.45)$$

Ambas formas de corregir el FAD son totalmente equivalentes. En Fig. 2.18 se puede observar como la primera corrección provoca un descenso vertical del punto de evaluación, mientras que la segunda, Fig. 2.19, produce un aumento del área contenida dentro de la línea de fallo.

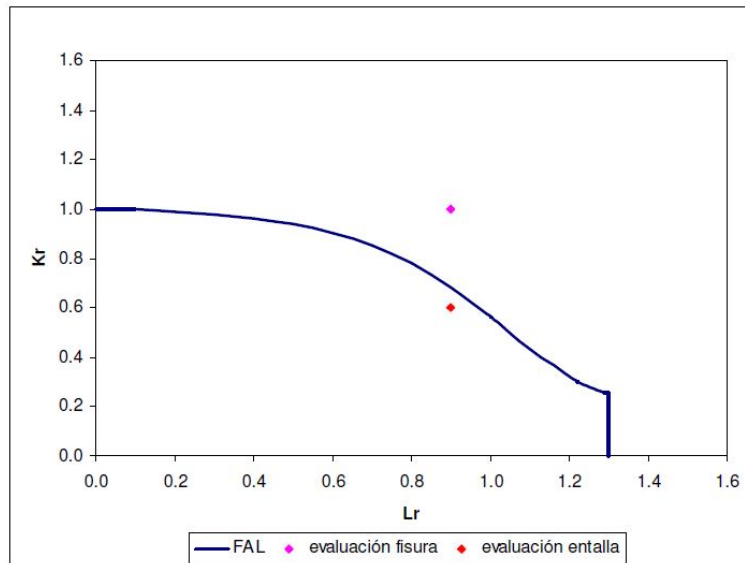


Fig. 2.18. Evaluación entalla mediante FAD corrigiendo K [27].

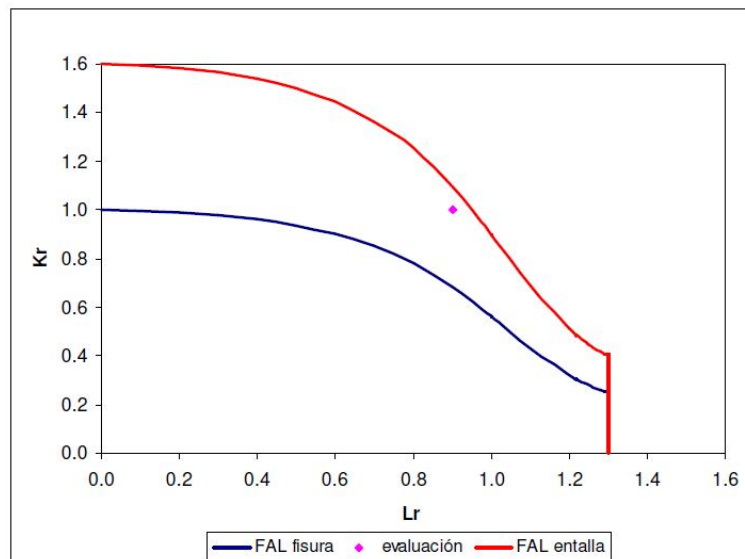


Fig. 2.19. Evaluación entalla mediante FAD corrigiendo FAL [27].

Para aplicar esta metodología es imprescindible conocer los parámetros característicos de la TDC, la distancia crítica y la tensión inherente, que en la mayoría de casos requiere de una calibración previa. A la hora de realizar una evaluación de integridad estructural la obtención de estos valores puede resultar limitante, por ello, en los últimos años se han propuesto valores por defecto para distintos grupos de materiales [64].

3. MATERIALES Y METODOLOGÍA

3.1. Materiales

Con el objeto de validar las metodologías propuestas en este trabajo, se han empleado un total de ocho vigas tubulares fabricadas tanto en AL6060-T66 (aleación de aluminio) como en PVC (policloruro de vinilo). Esto ha permitido comprobar la exactitud de la metodología en materiales de muy distinta naturaleza, como son los polímeros y los metales.

Las aleaciones de aluminio son ampliamente usadas en ingeniería, en concreto, las aleaciones 6060 poseen una resistencia media, y son principalmente usados en ingeniería civil, en la industria de la automoción y en arquitectura, ya que permite la extrusión de secciones complejas y de delgado espesor con un coste moderado, teniendo una buena soldabilidad y resistencia a la corrosión.

La aleación AL6060-T66 ha sido empleada en cuatro vigas tubulares en voladizo de 1.8 m de longitud. De las cuales, dos de ellas tenían un diámetro exterior de 312 mm y un espesor de 6 mm, teniendo las dos restantes un diámetro exterior de 260 mm y un espesor de 5 mm. El término T66 indica que el material ha sido tratado térmicamente mediante solución, seguido de un temple y un envejecimiento artificial. La composición química tal como marca la normativa europea [65] se muestra en la Tabla 1.

Tabla 1. Composición química de la aleación de aluminio 6060-T66 (%peso) [65].

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0.30-0.60	0.10-0.30	≤0.10	≤0.10	0.35-0.60	≤0.05	≤0.15	≤0.10	Resto

El PVC es el tercer termoplástico más usado en el mundo. Entre sus múltiples aplicaciones en el campo de la ingeniería, una de las más comunes es la fabricación de conducciones de agua y de gas. Se puede encontrar principalmente en dos formas: el PVC plastificado (o flexible) y el PVC no plastificado (o rígido).

De igual manera, el PVC no plastificado se ha empleado en cuatro vigas tubulares en voladizo de 1.8 m de longitud. De las cuatro, dos de ellas tenían un diámetro exterior de 315 mm y 6.8 mm de espesor, teniendo las dos restantes un diámetro exterior de 200 mm y un espesor de 3.7 mm. La fabricación de estas vigas fue realizada de acuerdo a la norma UNE-EN ISO 1401 [66].

3.2. Metodología

El presente trabajo proporciona dos metodologías para el análisis de vigas tubulares que contienen defectos tipo entalla en U. La primera metodología propuesta combina el uso de Diagramas de Fallo y la Teoría de las Distancias Críticas, la cual se denomina en este trabajo como FAD-TDC. La segunda metodología está basada en la aplicación directa de la Teoría de las Distancias Críticas junto a un Análisis de Elementos Finitos, la cual se nombra como TDC-FEA.

3.2.1. Metodología FAD-TDC

La metodología para la evaluación de componentes estructurales que poseen defectos tipo entalla haciendo uso de FAD y de la TDC ya ha sido propuesta y validada para distintos materiales mediante probetas de fractura [14,15,67], tal y como se introdujo en el apartado 2.5.1. Sin embargo, no se ha empleado para el análisis de componentes estructurales reales.

En primer lugar, para el cálculo de la capacidad de carga del componente se procede a aplicar una evaluación convencional y ampliamente utilizada en la ingeniería como es el procedimiento BS7910. En concreto se va a emplear la opción 1, la alternativa de análisis más sencilla de llevar a cabo ya que únicamente requiere conocer dos características del material, el límite elástico y la tensión de rotura. Una vez conocidos ambos parámetros la opción 1 permite determinar el FAL (para materiales sin escalón de cedencia) con las siguientes ecuaciones [60]:

$$K_r = f(L_r) = \left[1 + \frac{1}{2}(L_r)^2\right]^{-1/2} [0,3 + 0,7e^{-\mu \cdot (L_r)^6}] \quad L_r \leq 1 \quad (3.1)$$

$$K_r = f(L_r) = f(1)L_r^{\frac{N-1}{2N}} \quad 1 < L_r \leq L_r^{max} \quad (3.2)$$

$$K_r = f(L_r) = 0 \quad L_r = L_r^{max} \quad (3.3)$$

$$\mu = \min \left[0,001 \frac{E}{\sigma_y}; 0,6 \right] \quad (3.4)$$

$$N = 0,3 \left(1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_u} \right) \quad (3.5)$$

Para tener en cuenta el efecto entalla en la evaluación del componente se asume que el material se encuentra fisurado y se mayor el valor de la tenacidad aparente K_{mat}^N , el cual queda definido en la ecuación (2.34) al aplicar el LM. Una vez corregido este dato del parámetro K_r , se procede a definir L_r y la FAL sin ninguna modificación, tal como se calcularía en defectos tipo fisura.

En el caso particular de analizar vigas tubulares con un defecto circunferencial en U que atraviesa el espesor, la evaluación se lleva a cabo usando las soluciones K_I y σ_{ref} propuestas en la BS7910. Las vigas tubulares se someten únicamente a momentos de flexión y teniendo en cuenta el delgado espesor del tubo, se puede simplificar el estado tensional del componente a una tensión primaria de membrana, $P_{m,b}$, cuyo cálculo puede realizarse mediante resistencia de materiales con la ecuación (3.6).

$$P_{m,b} = \frac{FL}{I} y \quad (3.6)$$

Donde F es la carga aplicada, L la distancia de la carga al defecto, I es el momento de inercia e y es la altura a la que se encuentra el defecto en la sección.

El cálculo de K_I se lleva a cabo con la expresión propuesta en el anexo M de la BS7910 (3.7):

$$K_I = \{f_w[(M_1 + M_2)\beta P_{m,b}]\}\sqrt{\pi a} \quad (3.7)$$

Donde f_w , β , M_1 y M_2 son parámetros geométricos definidos a partir de ecuaciones y tablas en el propio anexo M, concretamente en el apartado M.7.3.1. La ecuación (3.7) ya se encuentra simplificada teniendo en cuenta la ausencia de tensiones secundarias y despreciando la componente de la tensión que varía linealmente a lo largo del espesor (tensión de flexión).

Por otro lado, el cálculo de la σ_{ref} se lleva a cabo con la fórmula (3.8) definida en el compendio de soluciones del anexo P de la BS7910.

$$\sigma_{ref} = \frac{\pi \cdot P_{m,b} \cdot (r_o^4 - r_i^4)}{\left(\pi - \frac{a}{r_i} - 2 \cdot \frac{\sin^2\left(\frac{a}{r_i}\right)}{\pi - \frac{a}{r_i}} - \frac{\sin\left(\frac{2a}{r_i}\right)}{2} \right) (4r_o r_m^2 B)} \quad (3.8)$$

Donde r_o es el radio externo, r_i el radio interno, r_m el radio medio, a es la mitad de la longitud del defecto y B es el espesor, tal como se ve en la Fig. 3.1. De igual manera, la tensión de referencia mostrada en la ecuación (3.8) ha sido simplificada al no existir tensiones debidas a cargas axiales ni presión interna.

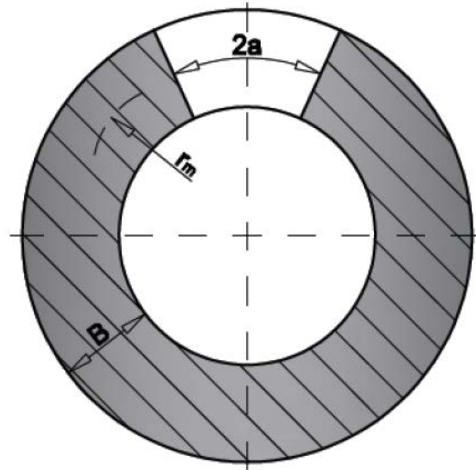


Fig. 3.1. Geometría del defecto analizada [60].

Por lo tanto, una vez caracterizado geométricamente el defecto (p , $2a$) y el componente a analizar (r_o , r_i) y conociendo las propiedades del material (σ_y , σ_u , K_{mat} , L), para hallar la capacidad de carga (condición crítica) se debe localizar un punto que caiga sobre la línea de fallo mediante un proceso iterativo.

3.2.2. Metodología FEA-TDC

De manera paralela al cálculo de la capacidad de carga de las vigas mediante procedimientos convencionales de integridad estructural, se propuso hallar las distintas cargas críticas aplicando directamente la TDC y utilizando tanto herramientas computacionales como ensayos experimentales.

Como se ha explicado anteriormente, la aplicación de la TDC requiere de un análisis tensional en el fondo del defecto. Dicho análisis puede llevarse a cabo mediante cálculos analíticos (utilizando por ejemplo la aproximación (2.31) propuesta por Creager-Paris) o haciendo uso de simulaciones de elementos finitos. En este trabajo se opta por el uso de un análisis mediante elementos finitos por su sencillez y precisión a la hora de determinar las distribuciones de tensiones en todo tipo de concentradores de tensiones. Las simulaciones se llevaron a cabo en condiciones elástico lineales tanto para las probetas SENB como para los perfiles tubulares, empleando el software de elementos finitos ANSYS19.2.

La simulación de las probetas SENB se realizó mediante un mallado estructurado compuesto de elementos hexaédricos de 20 nodos, como se muestra en la Fig. 3.2 (a). En las regiones próximas al fondo de la entalla se realizó un mallado más fino, pues además de ser la zona de interés, se producen los mayores gradientes de tensiones. Para cada radio de entalla se obtuvo la curva tensión-distancia

en la línea media de la sección de fractura (Fig. 3.2 (b)), siendo la carga aplicada la correspondiente a la mitad de la carga media de rotura (debido a las condiciones de simetría). Una vez que se determinaron todos los perfiles de tensiones se aplicó la metodología del PM para calibrar los parámetros del material. Cuando se utiliza el PM, es suficiente con obtener el punto de corte entre las diferentes curvas, cuyas coordenadas corresponden a $L/2$ y σ_o , como se mostró en la Fig. 2.13.

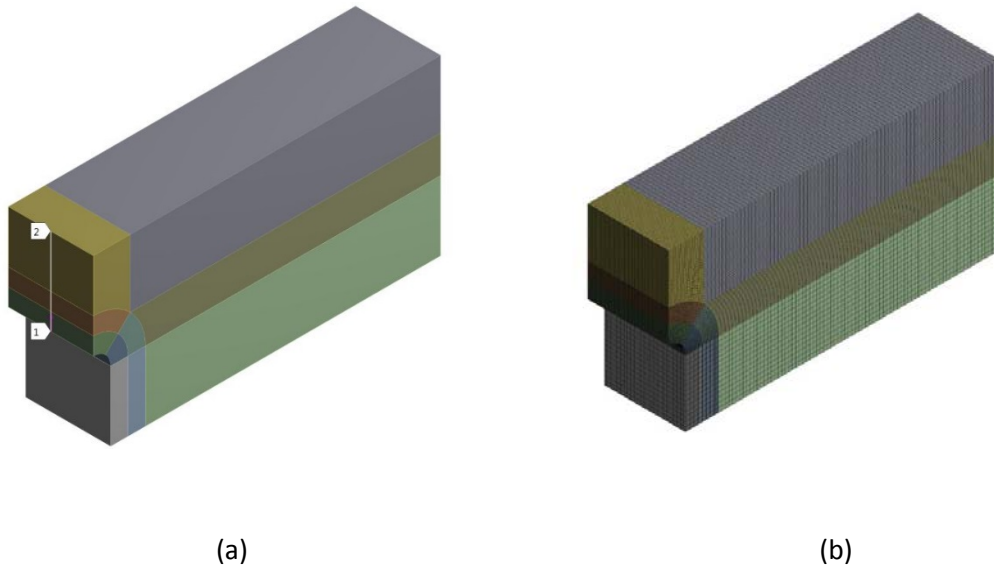


Fig. 3.2. Modelo utilizado en la simulación de FE; (a) muestra la línea empleada para la obtención del perfil tensional y (b) muestra la malla generada.

Finalmente, se modelaron seis vigas tubulares en voladizo, como se muestra en la Fig. 3.3 (a). La simulación se realizó únicamente con la mitad del componente debido a las condiciones de simetría, aplicando la carga en el extremo libre de la viga. En la región próxima a la entalla se realizaron varias particiones con el fin de generar una malla más refinada, de manera que tanto el perímetro como el ancho de la entalla presentaron un total de 20 elementos, como se observa en la Fig. 3.3 (b). Además, se creó una línea, a la mitad del espesor del tubo, que comienza en el fondo de la entalla y recorre la dirección circunferencial. Obteniendo una curva tensión-distancia (a través de la línea creada) para cada tubo. Por último, se determinó la carga crítica estimada (o la capacidad de carga), como la carga con la cual se cumple el criterio del PM expuesto en la ecuación (2.30).

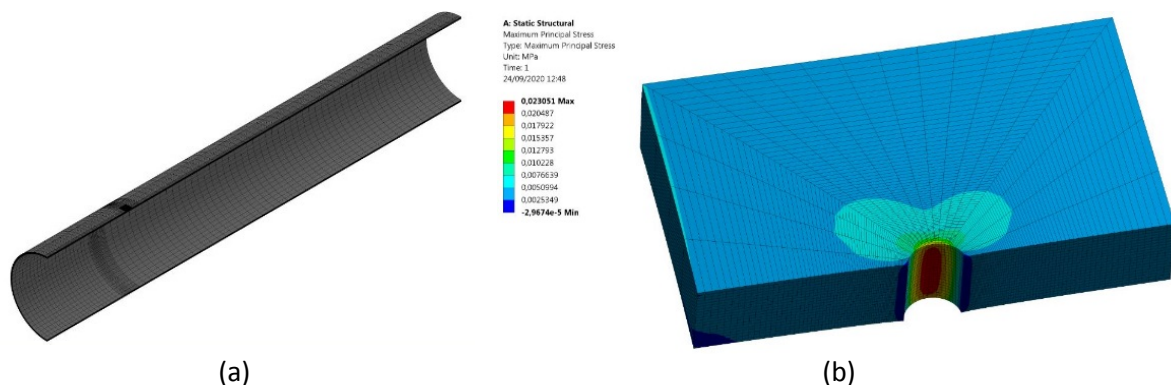


Fig. 3.3. En (a) se muestra la malla empleada para el FEA, mientras que (b) muestra un detalle del fondo de la entalla.

4. PROGRAMA EXPERIMENTAL

El programa experimental seguido para la consecución del trabajo se explica a continuación, abarca la preparación de muestras, la definición de los ensayos y la obtención de todos los parámetros necesarios. En la Fig. 4.1 se esquematiza el proceso seguido para validar las metodologías descritas en el apartado anterior.

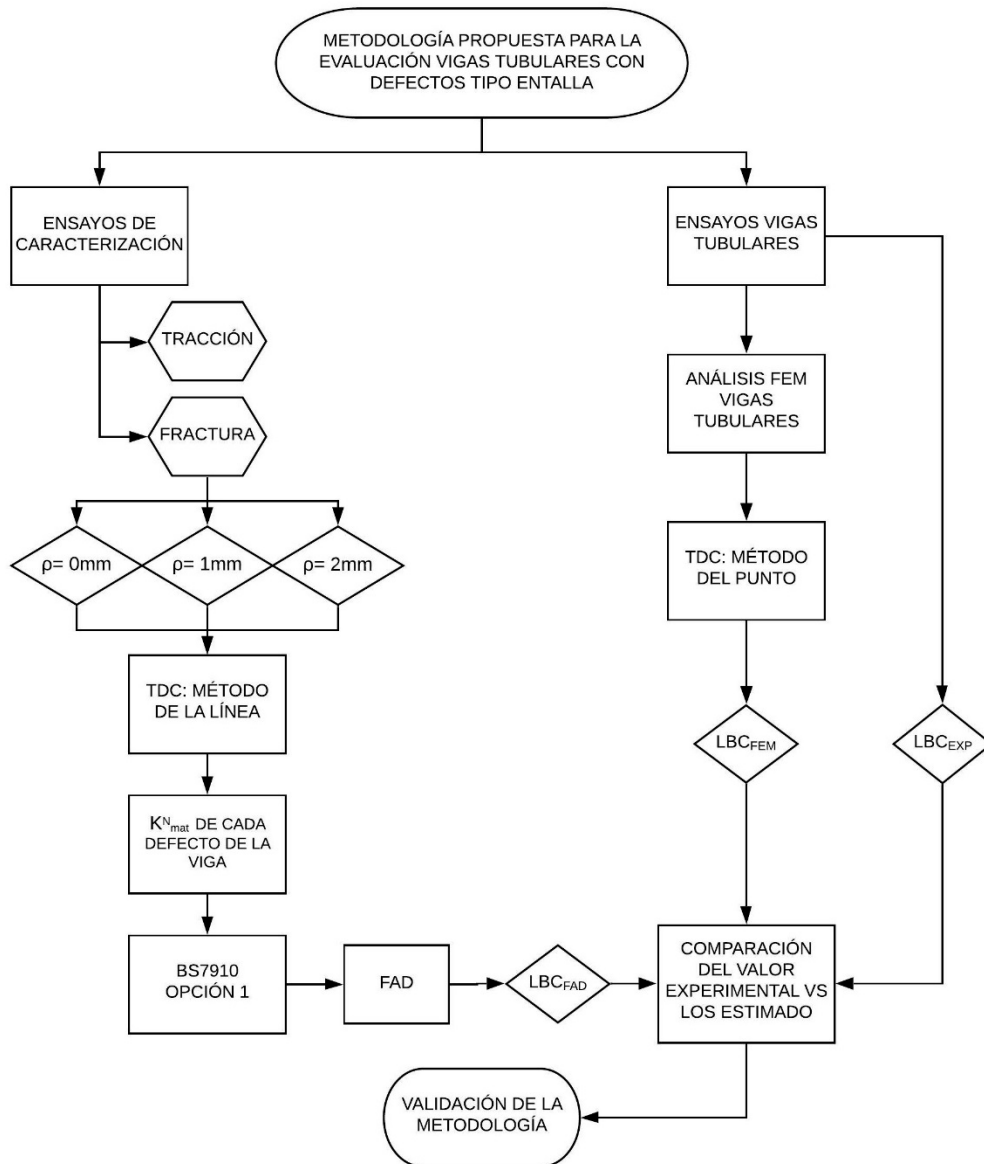


Fig. 4.1. Esquema de los procesos seguidos para la validación de la metodología.

En la realización de evaluaciones de integridad estructural es necesario determinar las propiedades mecánicas del componente, en este sentido, el primer paso del programa experimental fue realizar una batería de ensayos de tracción y de fractura. Para ello, se mecanizaron tanto probetas de tracción como de fractura a partir de un tubo de cada material (uno de 260 mm de diámetro para el AL6060 y otro de 315 mm de diámetro para el PVC).

Los ensayos de tracción se llevaron a cabo de acuerdo al procedimiento indicado en la norma ASTM E8M [68] en el caso del AL6060, y en la ASTM D638 [69] en el caso del PVC. Un total de 6 probetas, 3

por cada material, fueron obtenidas a lo largo del eje longitudinal del tubo. En la Fig. 4.2 se representan las dimensiones de las probetas, utilizándose la misma geometría en ambos materiales a excepción del espesor, el cual se corresponde con el propio espesor del tubo, siendo de 5 mm para las probetas de AL6060 y de 6.8 mm para las probetas de PVC.

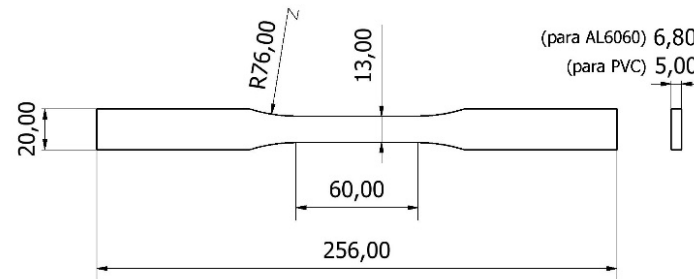


Fig. 4.2. Probeta de tracción. Cotas en mm.

Los ensayos de tracción se realizaron en una máquina servohidráulica universal INSTRON 8501 dotada de una célula de carga de ± 100 kN de capacidad. La velocidad de desplazamiento fue de 5 mm/min en todos los ensayos y se llevó a cabo un registro continuo tanto de la carga aplicada como del alargamiento, el cual fue medido con un extensómetro cuya base de medida es de 12.5 mm. El montaje experimental seguido se muestra en la Fig. 4.3.

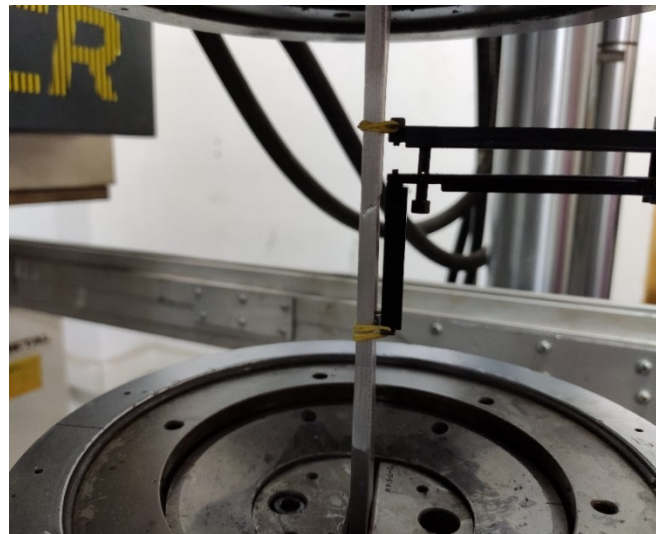


Fig. 4.3. Montaje experimental del ensayo de tracción.

A continuación, se caracterizó el comportamiento a fractura de los materiales mediante ensayos de flexión en tres puntos con probetas SENB, de acuerdo con la norma ASTM E1820 [26] para el AL6060 y la ASTM D6068 [70] para el PVC. Se prepararon un total de 18 probetas SENB, 9 de cada material, con orientación LC, de tal forma que se hace coincidir la dirección en la que propaga la fisura en la probeta con la dirección circunferencial en la que propaga el defecto contenido en las vigas tubulares. En la Fig. 4.4 se muestra la geometría de las probetas de fractura, siendo ρ el radio de entalla. Cabe mencionar que el ancho de las probetas es ligeramente inferior al espesor del tubo, con el fin de obtener probetas prismáticas. Se estudiaron tres radios de entalla distintos: 0 mm (defecto tipo fisura), 1 mm y 2 mm. Las entallas de radios 1 y 2 mm fueron obtenidas mediante mecanizado, mientras las entallas de radio próximas a 0 mm fueron obtenidas bien realizando una pre-fisurización por fatiga en las de AL6060, como indica la norma ASTM E399 [25], o bien generadas con una cuchilla en las de PVC, como describe la norma ASTM D6068 [70].

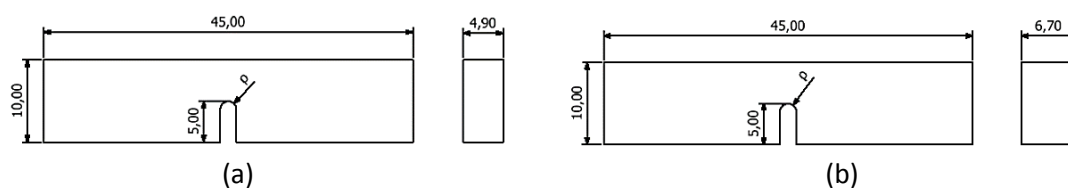


Fig. 4.4. Geometría de las probetas de fractura SENB: a) Al6060-T66; b) PVC. Cotas en mm. El radio de entalla toma valores de 0 mm, 1mm y 2 mm.

Los ensayos de flexión se realizaron en una máquina de ensayos electromecánica provista de una célula de carga de $\pm 2.5\text{kN}$ de capacidad. La velocidad del ensayo fue de 10 mm/min para todos los casos, llevando un registro continuo de la carga aplicada y de la posición del actuador, cuyo rango de desplazamiento es de ± 450 mm, en la Fig. 4.5 se muestra el montaje experimental llevado a cabo.

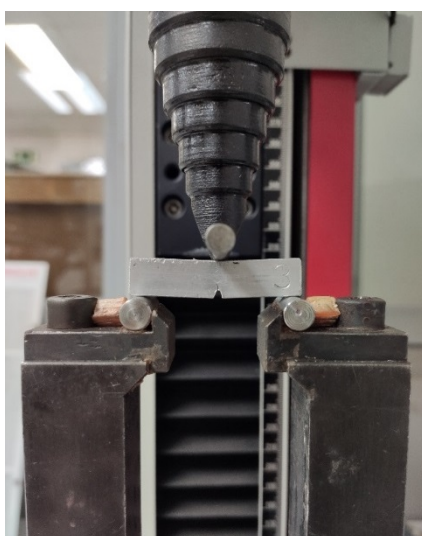


Fig. 4.5. Montaje experimental ensayo de flexión en 3 puntos.

Los ensayos de fractura permiten obtener el valor de la carga máxima P_{\max} , a partir del cual se puede calcular el correspondiente factor de intensidad de tensiones crítico, K_Q . Para las probetas fisuradas la resistencia a fractura se denominará K_{mat} , mientras que para las probetas entalladas se indicará como K_{mat}^N . La ecuación (4.1) utilizada para el cálculo de este valor depende tanto de la geometría de la probeta, espesor (B) y ancho (W), como de la longitud de la grieta (a).

$$K_{\text{mat}} = \left(\frac{P_{\max}}{B \cdot W^{1/2}} \right) \cdot f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (4.1)$$

Donde $f(a/w)$ es una función que varía según el material y el tipo de probeta. En el caso del Al6060 se utiliza la ecuación (4.2) [26], y en el caso del PVC se usa la expresión (4.3) [71].

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 3\left(\frac{a}{W}\right)^{1/2} \frac{\left[1,99 - \frac{a}{W} \cdot \left(1 - \frac{a}{W}\right) \left(2,15 - 3,93\left(\frac{a}{W}\right) + 2,7\left(\frac{a}{W}\right)^2\right)\right]}{2\left(1 + 2\left(\frac{a}{W}\right)\right)\left(1 - \left(\frac{a}{W}\right)\right)^{3/2}} \quad (4.2)$$

$$f\left(\frac{a}{w}\right) = 3\left(\frac{a}{w}\right)^{1/2} \frac{\left[1,99 - \frac{a}{w} \cdot \left(1 - \frac{a}{w}\right) \left(2,15 - 3,93\left(\frac{a}{w}\right) + 2,7\left(\frac{a}{w}\right)^2\right)\right]}{2\left(1 + 2\left(\frac{a}{w}\right)\right)\left(1 - \left(\frac{a}{w}\right)\right)^{3/2}} \quad (4.3)$$

Concluidos los ensayos de caracterización, se procedió a preparar las seis vigas tubulares restantes para su ensayo. Las entallas circunferenciales en U se obtuvieron mediante mecanizado a una distancia de aproximadamente 350 mm de uno de los extremos del tubo. Posteriormente, se fabricaron seis encofrados de hormigón armado donde se insertaron los tubos a una profundidad de unos 330 mm, quedando el defecto a unos 20 mm del bloque de hormigón. Como resultado se obtuvieron seis vigas cantiléver empotradas en uno de sus extremos, cuyo esquema se muestra en la Fig. 4.6. En la Tabla 2 se recogen los parámetros geométricos de las diferentes vigas así como de sus correspondientes entallas.

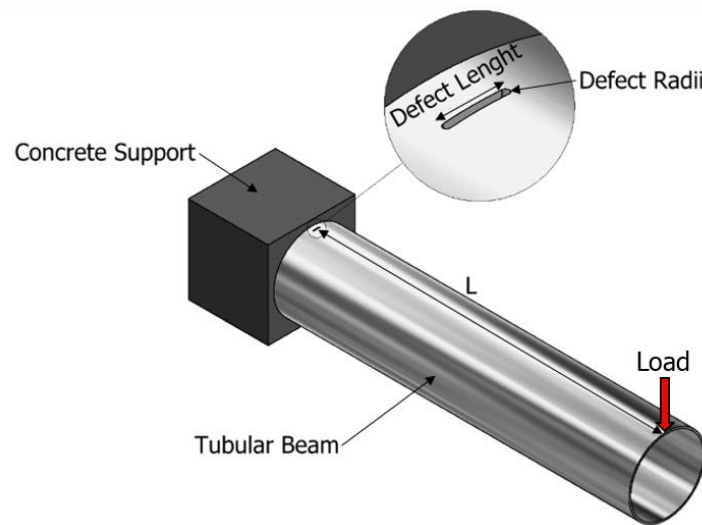
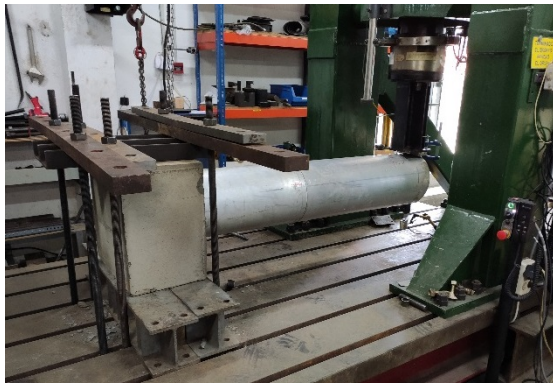


Fig. 4.6. Esquema de las vigas tubulares con defectos tipo entalla en U.

Tabla 2. Parámetros geométricos de los tubos y sus correspondientes entallas. \varnothing , diámetro exterior; B, espesor del tubo; D, distancia del empotramiento a la entalla; L, distancia de la sección en voladizo a la entalla; 2a, longitud del defecto; ρ , radio del defecto. Dimensiones en mm.

Tubo	Material	\varnothing	B	D	L	2a	ρ
AL1	AL6060	312.0	6.0	30.4	1451	27.2	0.8
AL2	AL6060	312.0	6.0	27.0	1448	27.2	1.5
AL3	AL6060	260.0	5.0	21.4	1452	45.3	0.8
PVC1	PVC	315.0	6.8	28.0	1415	27.4	1.5
PVC2	PVC	200.0	3.7	19.4	1466	17.4	0.8
PVC3	PVC	200.0	3.7	24.4	1462	34.8	0.8

Con el fin de obtener las cargas de rotura experimentales, se montaron los tubos en una bancada de ensayos y se fijó totalmente el bloque de hormigón mediante tornillería evitando así cualquier tipo de movimiento, como se aprecia en la Fig. 4.7. En el extremo libre de la viga se aplicó una carga puntual a una velocidad de 10 mm/min, mientras se medía la flecha de la misma mediante un comparador láser.



(a)



(b)

Fig. 4.7. Montaje experimental de las vigas tubulares siendo (a) de AL6060 y (b) de PVC.

5. RESULTADOS

En este apartado del trabajo se exponen los resultados de todos los ensayos llevados a cabo junto a las predicciones obtenidas con ambas metodologías, además se lleva a cabo un análisis de los mismos.

Las principales propiedades mecánicas del AL6060 y del PVC obtenidos del ensayo de tracción se recopilan en la Tabla 3, siendo E el módulo de Young, $\sigma_{0.2\%}$, el límite elástico convencional de 0.2%, σ_u , la tensión de rotura y ϵ_u , la deformación bajo carga máxima. Los resultados obtenidos se encuentra dentro del rango de valores encontrados en bibliografía [72,73]. Además en la Fig. 5.1 y la Fig. 5.2 se muestran las curvas obtenidas en dicho ensayo.

Tabla 3. Propiedades mecánicas de los materiales ensayados (valores medios y desviación estándar).

Material	E (MPa)	$\sigma_{0.2\%}$ (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)
AL6060	70750 ± 554	215.0 ± 1.8	264.4 ± 1.8	11.62 ± 0.31
PVC	3471 ± 199	38.6 ± 1.5	51.1 ± 1.1	41.11 ± 10.98

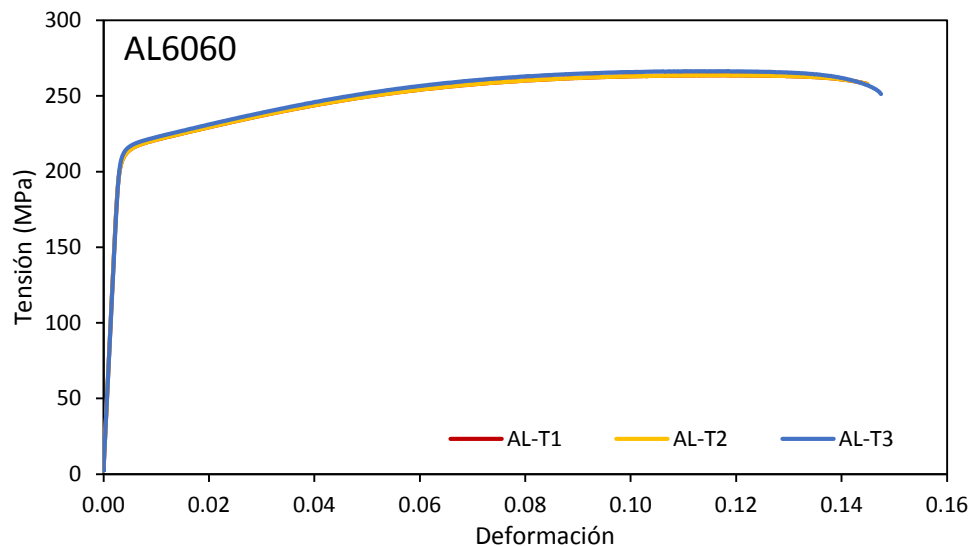


Fig. 5.1. Curvas tensión-deformación obtenidas del ensayo de tracción en AL6060.

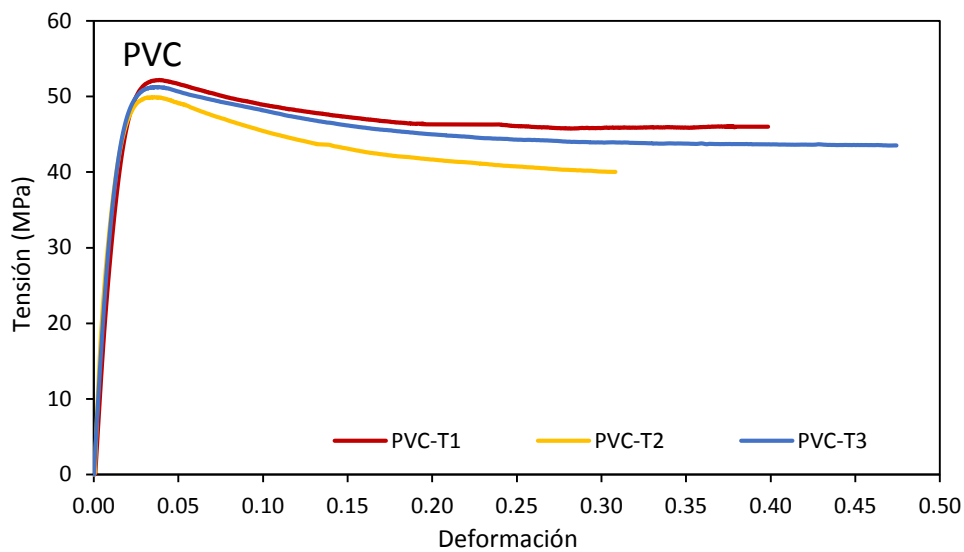


Fig. 5.2. Curvas tensión deformación obtenidas del ensayo de tracción en PVC.

En relación a los ensayos de caracterización a fractura, la Fig. 5.1 y Fig. 5.2 muestran las curvas carga-desplazamiento obtenidas por cada radio de entalla y material. Se observa que para cada serie de ensayos (mismo radio entalla) la dispersión de las curvas es reducida, encontrando las mayores diferencias en las probetas fisuradas, debido las diferencias en las longitudes del defecto. La Tabla 4 presenta las cargas de rotura, así como los resultados de las K_{mat}^N para cada probeta. Como puede observarse hubo un ensayo no válido (una probeta de radio 0 mm de AL6060), en el cual se produjo un error en la toma de datos.

Además, se ve un claro efecto entalla en todos los resultados mostrados, ya que a medida que aumenta el radio de entalla aumenta la tenacidad a fractura aparente del material. Cabe destacar que dichos valores de tenacidad obtenidos son altos en ambos materiales. En este sentido, se ha determinado cual es el valor límite de resistencia a fractura para el cual el estado tensional dominante pasa a ser de tensión plana. La expresión (5.4) dada en [53], indica las condiciones de tensión plana dominan cuando el tamaño de la zona plástica (r_p), definida anteriormente mediante la ecuación (2.20) propuesta por Irwin, es del mismo tamaño que la probeta.

$$K_{tensión\ plana} = \sigma_Y(\pi B)^{1/2} \quad (5.1)$$

Donde B es el espesor de la probeta y σ_Y el límite elástico del material (correspondiente en este caso al $\sigma_{0.2\%}$). Al introducir los datos de cada material en la ecuación, se obtiene una K de aproximadamente $26.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ en el AL6060 y de $5.6 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ en el PVC. Se concluye por lo tanto que todas las probetas (y por consiguiente los tubos) han sido ensayadas en condiciones de tensión plana, quedando explicados los altos valores de tenacidad a fractura obtenidos. Por otro lado, también se justifica la poca influencia que tiene la selección del tubo (en cuanto a espesor de refiere) para realizar los ensayos de caracterización del material, ya que en cualquiera de los casos las condiciones de tensión plana se mantendrían.

Tabla 4. Resultados de los ensayos de flexión en tres puntos en Al6060 y PVC.

Material	Probeta	ρ (mm)	Longitud defecto a (mm)	Carga Máx. (N)	K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2})
AL6060	0-1	0	4.23	1208.8	51.89
	0-2		4.62	1341.6	59.42
	1-1	1	5.00	1235.8	96.53
	1-2		5.00	1236.2	92.62
	1-3		5.00	1226.7	103.56
	2-1	2	5.00	1296.1	125.49
	2-2		5.00	1259.2	116.47
	2-3		5.00	1259.2	130.03
PVC	0-1	0	4.63	238.08	6.41
	0-2		4.30	276.33	6.46
	0-3		4.46	290.19	7.64
	1-1	1	5.00	325.00	13.83
	1-2		5.00	328.60	14.96
	1-3		5.00	343.00	15.92
	2-1	2	5.00	311.40	17.73
	2-2		5.00	318.00	17.58
	2-3		5.00	324.70	17.89

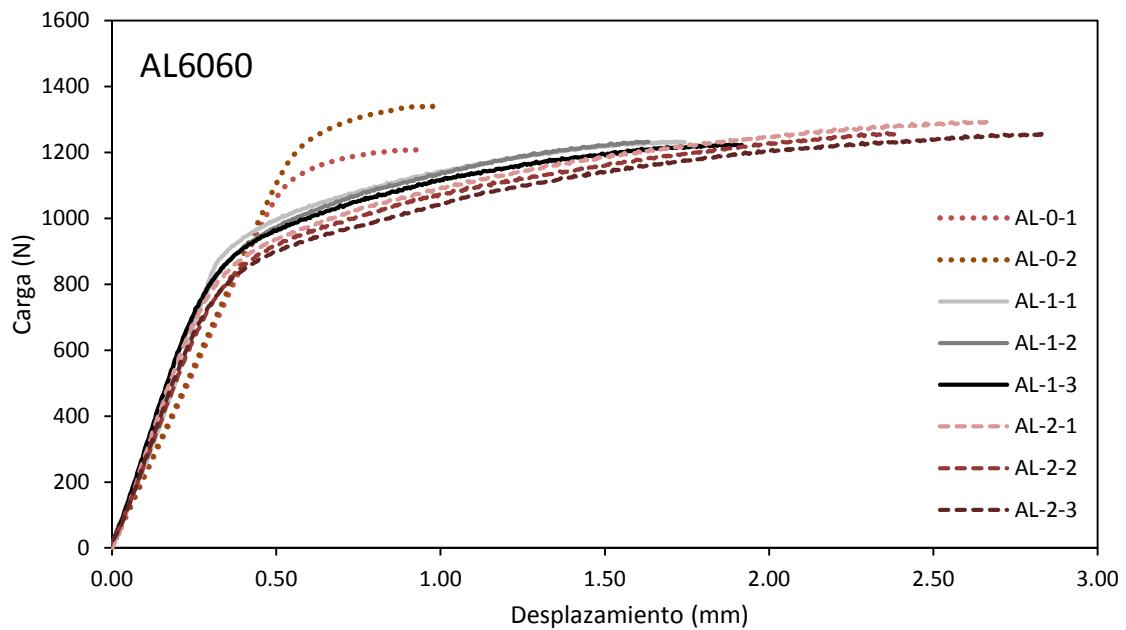


Fig. 5.3. Curvas carga-desplazamiento de probetas de fractura de AL6060.

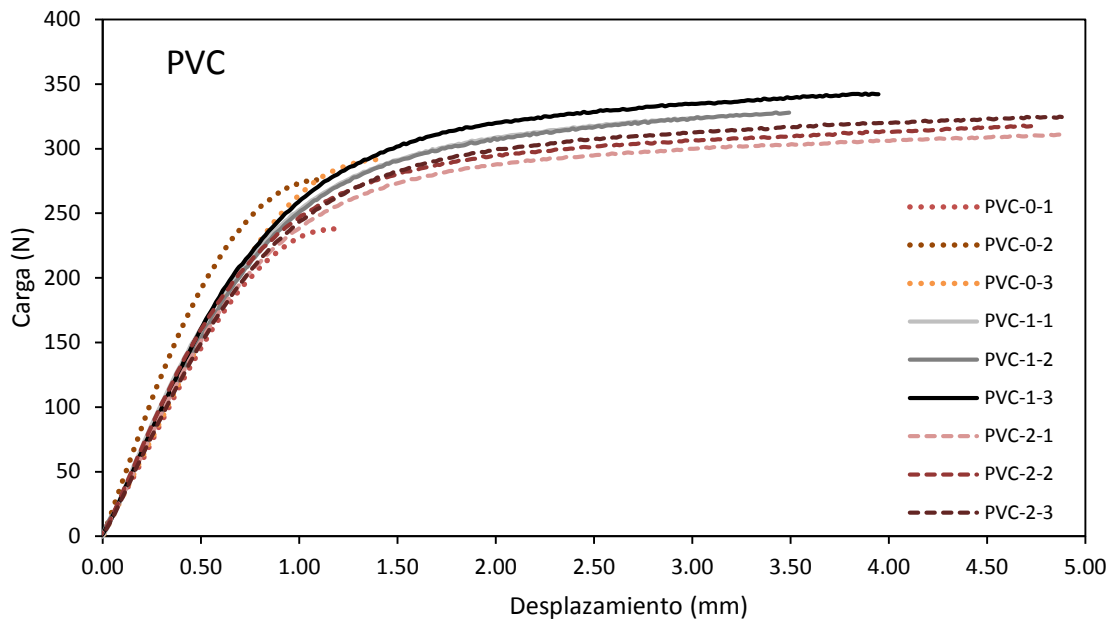


Fig. 5.4. Curvas carga-desplazamiento de probetas de fractura de PVC.

En relación a los ensayos estructurales llevados a cabo en las vigas tubulares, en las Fig. 5.5 y Fig. 5.6 se recogen las seis curvas carga-desplazamiento resultantes, mientras que en la Tabla 5 se presentan los valores críticos de rotura, en términos de capacidad de carga experimental (LBC_{exp}). En las curvas experimentales de AL6060 destaca como al aumentar el radio de entalla disminuye la pendiente de la recta, mientras que en la gráfica del PVC se puede el leve efecto que tiene la longitud de la entalla en la capacidad de carga de en este tipo de componentes estructurales.

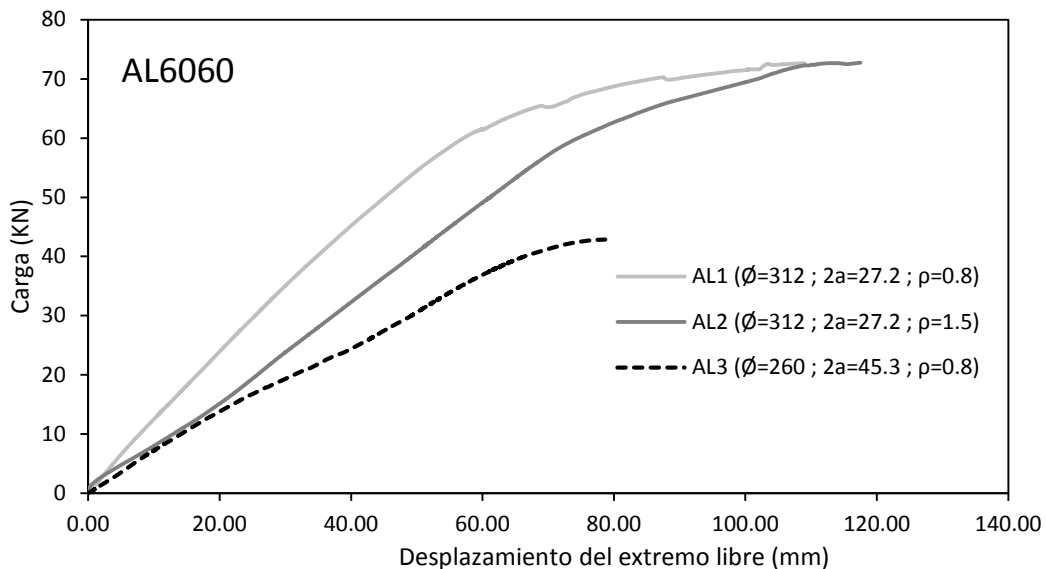


Fig. 5.5. Curvas carga-desplazamiento de las vigas tubulares de AL6060. Dimensiones en mm.

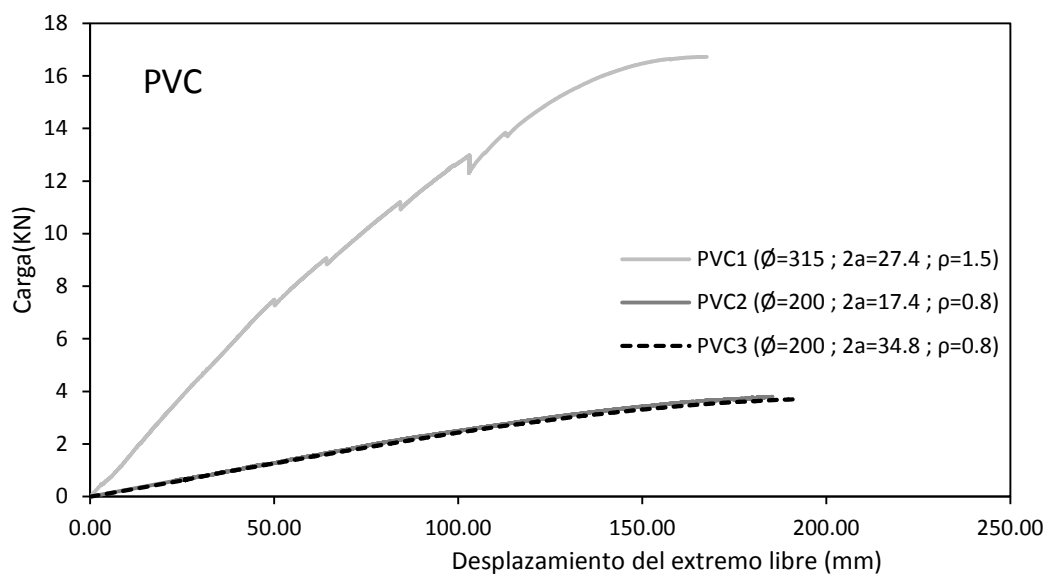


Fig. 5.6. Curvas carga-desplazamiento de las vigas tubulares de PVC. Dimensiones en mm.

Tabla 5. Resultados experimentales de las capacidades de carga de los tubos.

Tubo	Material	LBC _{exp} (kN)
AL1	AL6060	72.65
AL2	AL6060	72.75
AL3	AL6060	42.86
PVC1	PVC	16.72
PVC2	PVC	3.80
PVC3	PVC	3.70

5.1. Aplicación de la metodología FAD-TDC

Con los resultados de tenacidad aparente obtenidos experimentalmente para los distintos radios de entalla es posible calibrar la longitud crítica para ambos materiales. Aplicando el LM y ajustando la curva por el método de mínimos cuadrados (siendo el parámetro de ajuste la distancia crítica L), se obtuvo un valor de $L=0.12$ en el caso del AL6060 y un valor de $L=0.08$ en el caso del PVC. Los resultados experimentales junto a las predicciones realizadas con el LM se muestran en la Fig. 5.7 y en la Fig. 5.8.

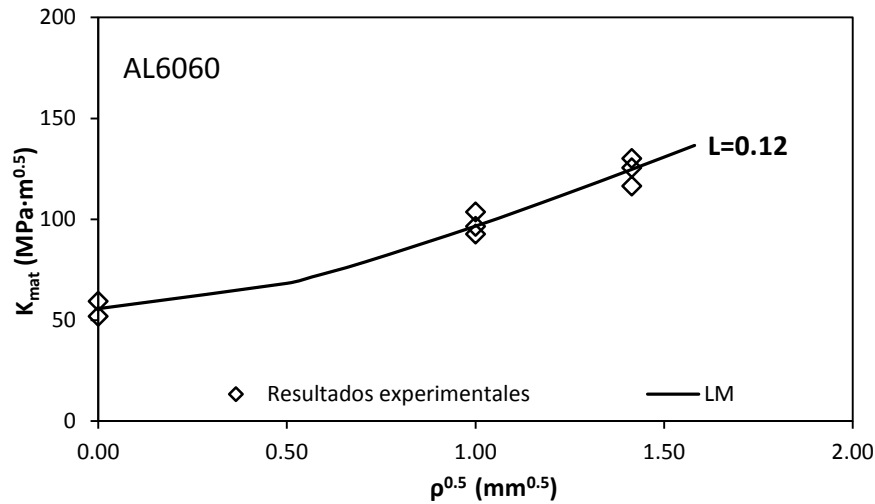


Fig. 5.7. Resultados de tenacidad aparente del AL6060 y estimación de L ajustando la ecuación LM mediante el método de mínimos cuadrados.

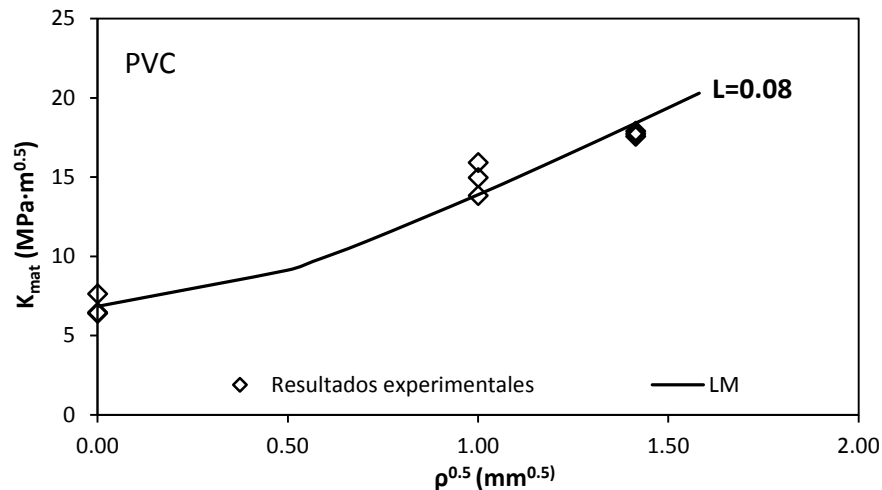


Fig. 5.8. Resultados de tenacidad aparente del PVC y estimación de L ajustando la ecuación LM mediante el método de mínimos cuadrados.

Una vez calibrados los parámetros de los materiales se procede a aplicar la metodología, con la correspondiente corrección debida al efecto entalla, como se describe en el apartado 3.2.1. En la Fig. 5.9 se muestra el análisis FAD llevado a cabo en los tubos de AL6060 mientras que la Fig. 5.10 corresponde al FAD realizado en los tubos de PVC. Los valores en las estimaciones de la capacidad de carga (LBC_{est}) se recogen en la Tabla 6, correspondiéndose a aquellos puntos que caen sobre la línea de fallo. En los diagramas se puede observar como los puntos evaluados tienen menores valores de K_r cuando la corrección por entalla es aplicada. Como consecuencia, los puntos sin corrección se encuentran en la zona no segura del FAD, los cuales su vez proporcionarían estimaciones de cargas de rotura menores.

Tabla 6. Estimaciones de la capacidad de carga (LBC_{est}) junto a la capacidad de carga obtenida experimentalmente (LBC_{exp}).

Tubo	Material	LBC_{exp} (kN)	LBC_{est} (kN)
AL1	AL6060	72.65	67.50
AL2	AL6060	72.75	68.60
AL3	AL6060	42.86	35.70
PVC1	PVC	16.72	14.90
PVC2	PVC	3.80	3.16
PVC3	PVC	3.70	2.85

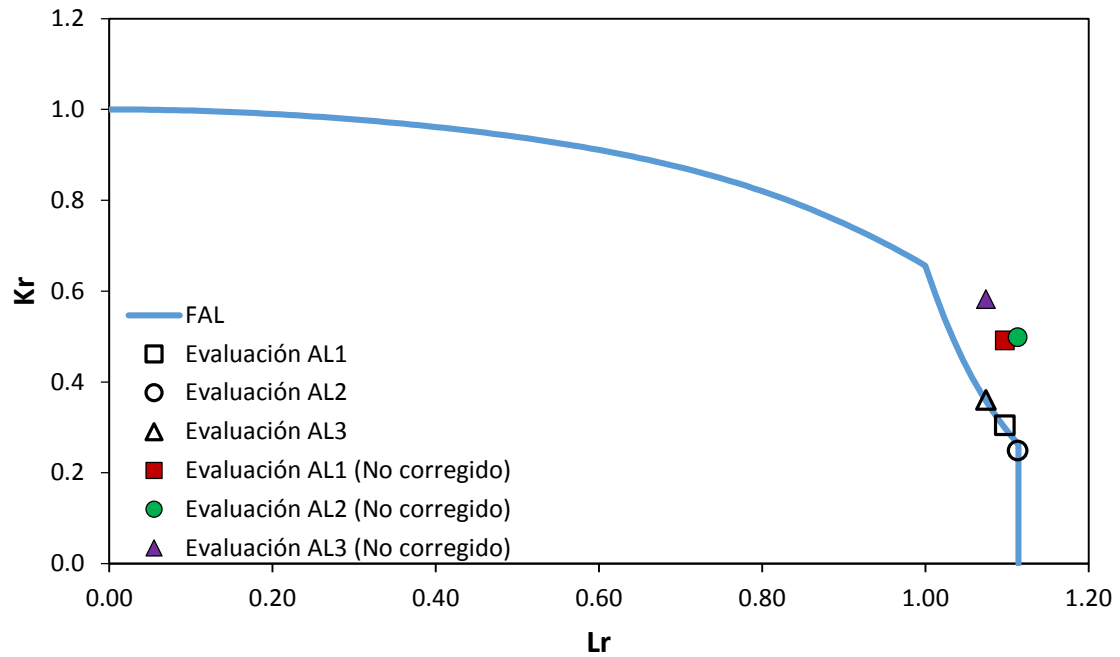


Fig. 5.9. Evaluación mediante FAD con y sin la corrección de entalla en los tubos de AL6060.

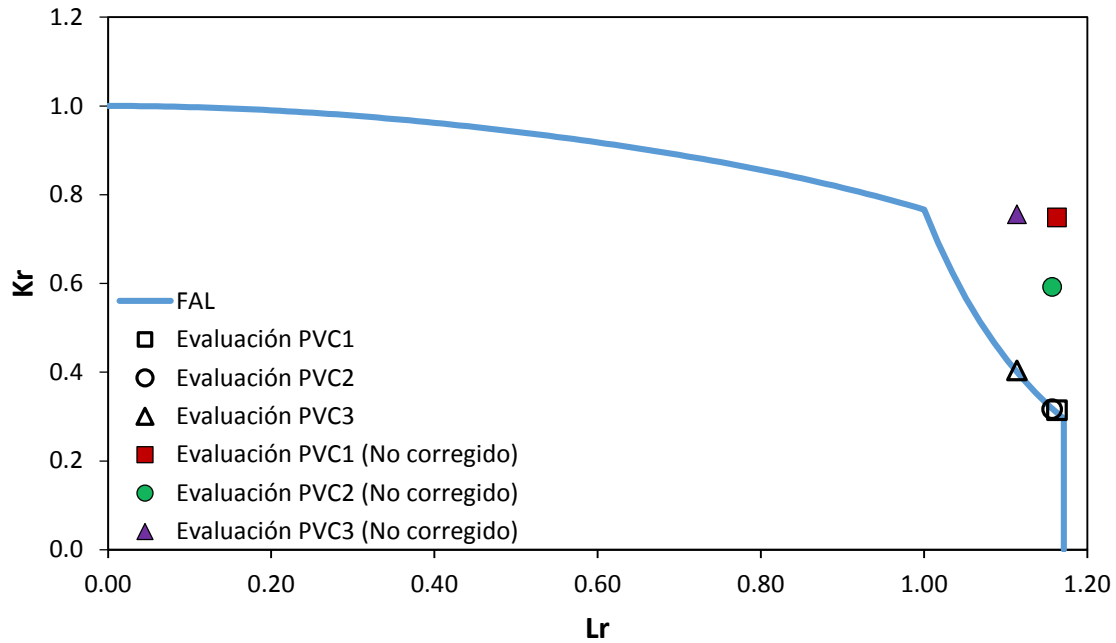


Fig. 5.10. Evaluación mediante FAD con y sin la corrección de entalla en los tubos de PVC.

En la Fig. 5.11 se comparan las estimaciones obtenidas con los resultados experimentales, mostrando como las capacidades de carga estimadas proveen de predicciones tanto seguras como precisas de las cargas críticas experimentales. La desviación media de los resultados experimentales es de un 9% para las vigas tubulares de AL6060, y de un 16% para las vigas de PVC, por lo que están dentro del rango del $\pm 20\%$ aceptado generalmente en las investigaciones a fractura [44,53,67,74]. Estas desviaciones aumentan hasta el 15% y 25%, respectivamente, en el caso de no aplicar la corrección del efecto entalla. Esta diferencia, que es notable en cualquier caso, se ve reducida por el hecho de que las roturas tuvieron lugar para valores altos de L_r (donde domina el fallo por colapso plástico), y por lo tanto, para situaciones en las que el efecto entalla es menos grave. Por lo tanto, es importante tener en cuenta que para roturas más frágiles (con valores menores de L_r), la diferencia entre los resultados obtenidos con y sin corrección del efecto entalla serían más pronunciadas.

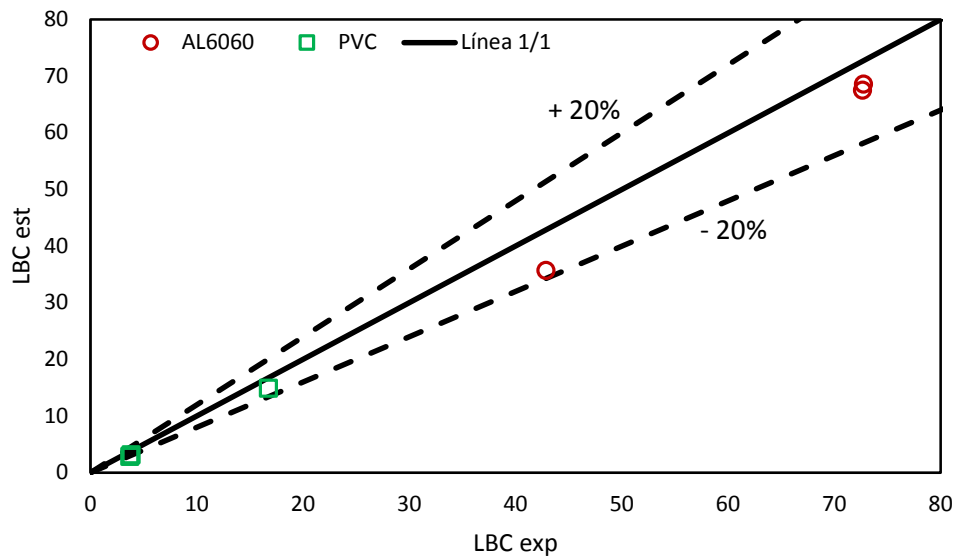


Fig. 5.11. Comparativa entre los resultados experimentales (LBCexp) y los resultados estimados (LBCest) mediante la metodología FAD-TDC.

5.2. Aplicación de la metodología TDC-FEA

En cuanto a las simulaciones por elementos finitos, en las Fig. 5.12 y Fig. 5.13 se muestran las curvas tensión-distancia obtenidas en la línea media de la sección de fractura. Cuando se aplica el PM en más de dos geometrías, y el número de ensayos es limitado, se puede observar como las diferentes curvas no se cortan en el mismo punto, como se mostró en la Fig. 2.13. De acuerdo con el PM, y teniendo en cuenta la dispersión de resultados propia de los procesos de fractura, sería necesario realizar un mayor número de ensayos para obtener un único punto de corte. Por esta razón, los parámetros del material, $L=0.22$ mm para el AL6060 y $L=0.14$ mm para el PVC, se han obtenido como la media entre los diferentes puntos de corte, cumpliéndose el principal supuesto del PM de forma razonable. En este punto se puede observar como los valores de L resultantes son un poco mayores, aunque del mismo orden de magnitud, que los obtenidos mediante el ajuste por mínimos cuadrados de los datos experimentales ($L=0.12$ en el caso del AL6060 y $L=0.08$ en el caso del PVC).

Análogamente, las Fig. 5.14 y Fig. 5.15 muestran las curvas tensión-distancia correspondientes a las diferentes vigas tubulares cuando se aplica una carga unitaria en el extremo libre.

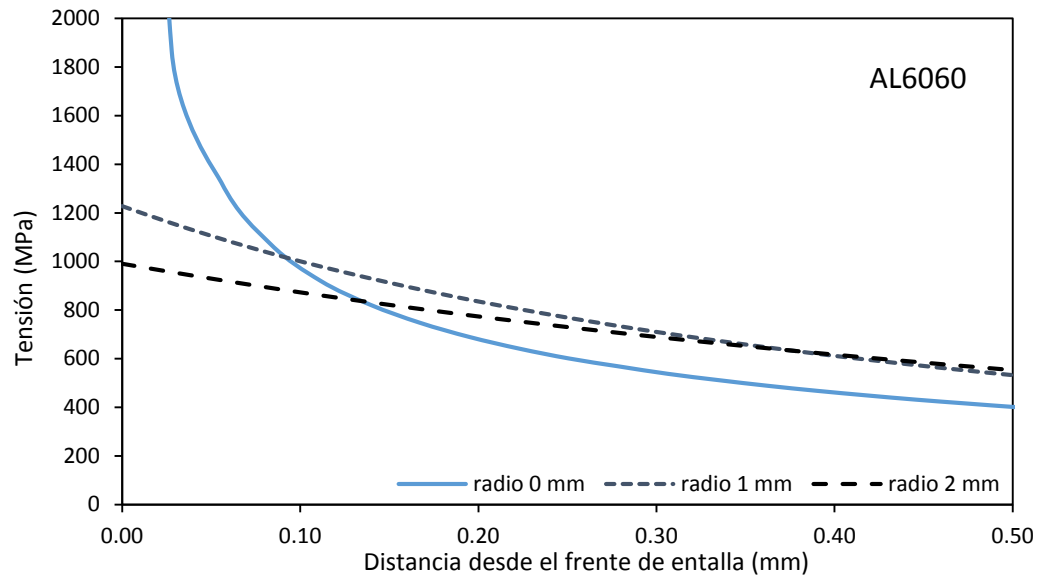


Fig. 5.12. Curvas tensión-distancia en rotura en probetas SENB de AL6060.

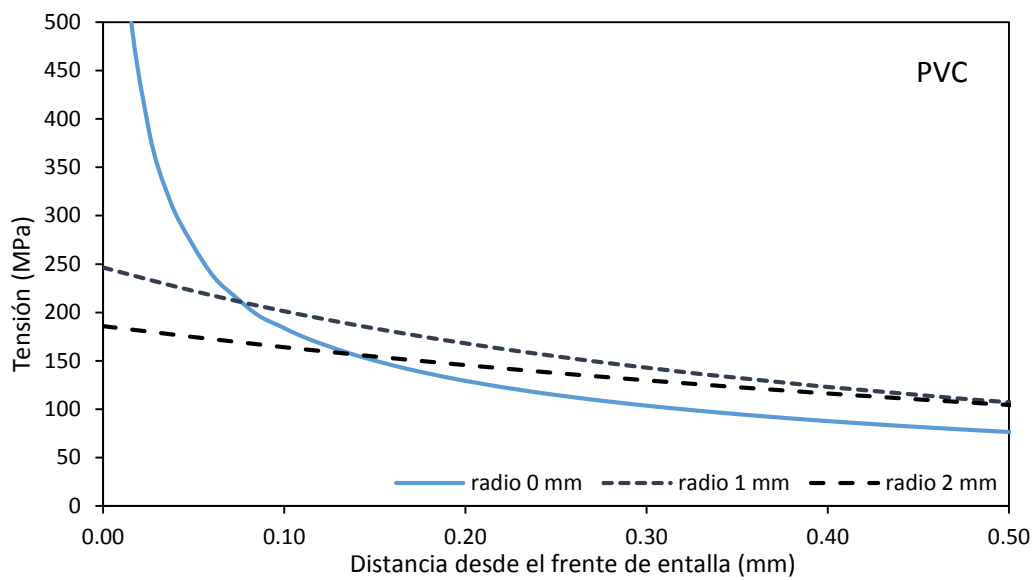


Fig. 5.13. Curvas tensión-distancia en rotura en probetas SENB de PVC.

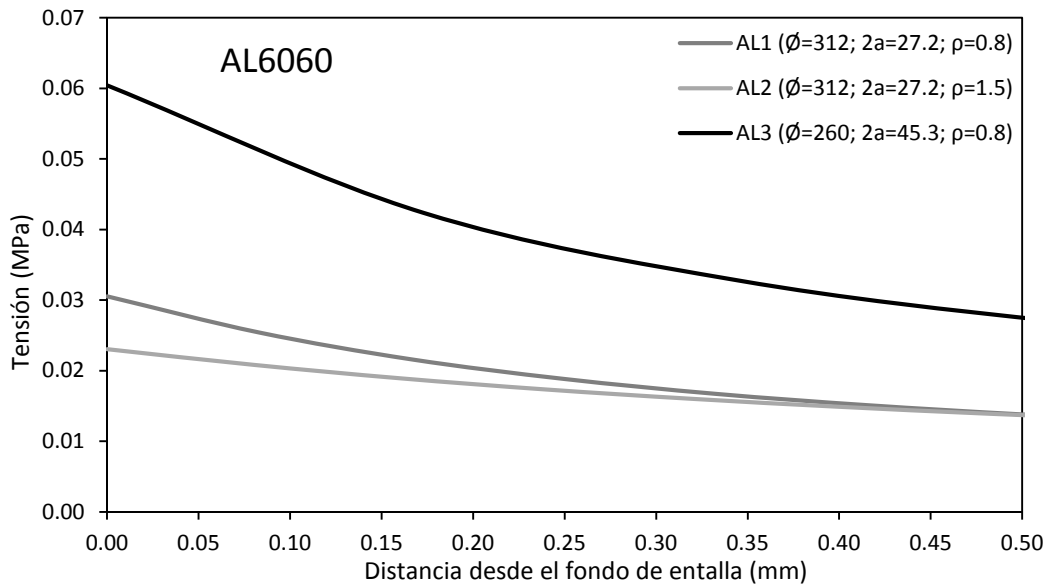


Fig. 5.14. Curvas tensión-distancia en las vigas tubulares de AL6060 cuando se aplica una carga unitaria (1N).

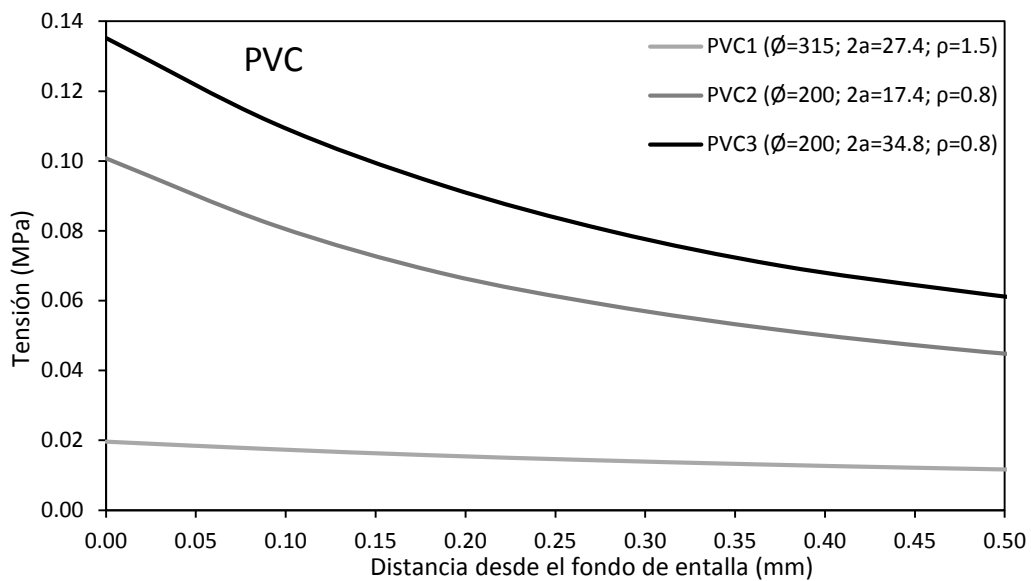


Fig. 5.15. Curvas tensión-distancia en las vigas tubulares de PVC cuando se aplica una carga unitaria (1N).

Una vez presentados los resultados obtenidos mediante las simulaciones de FE, y habiendo aplicado el criterio del PM se estimaron las capacidades de carga (LBC_{est}) de cada tubo, cuyos valores se muestran en la Tabla 7.

Tabla 7. Valores de L y σ_o obtenidas mediante calibración, junto a los valores estimados de capacidad de carga (LBC_{est}).

Tubo	L (mm)	σ_o (MPa)	LBC_{exp} (kN)	LBC_{est} (kN)
AL1	0.22	920	72.65	76.67
AL2			72.75	87.62
AL3			42.86	39.15
PVC1	0.14	185	20.00	16.72
PVC2			4.20	3.80
PVC3			3.19	3.70

La Fig. 5.16 compara los resultados experimentales y las estimaciones determinadas mediante la metodología TDC-FEA, mostrando predicciones aceptables de la capacidad de carga. Todos los resultados están básicamente dentro de la desviación del $\pm 20\%$ generalmente aceptada en fractura. Las estimaciones obtenidas sobreestiman de media la LBC en un $+5.7\%$ en el caso del AL6060 y un $+5.5\%$ en el caso del PVC. Esta tendencia en las predicciones es entendible teniendo en cuenta que la metodología aquí propuesta no incluye ningún tipo de factor de seguridad, utilizados comúnmente en las evaluaciones de integridad estructural. Además, las mayores desviaciones ($+20.4\%$ en el AL6060 y $+19.6\%$ en el PVC) se dan en los tubos con los radios de entalla más grandes ($\rho=1.5$ mm), los cuales presentan un comportamiento no-lineal más pronunciado (como se puede apreciar en la Fig. 5.5 y en la Fig. 5.6). Parece que aunque la TDC compensa las no linealidades mediante el proceso de calibración (obteniendo valores de σ_o mayores que de σ_u), los resultados estimados de LBC pueden perder precisión cuando el material desarrolla un mayor comportamiento no lineal.

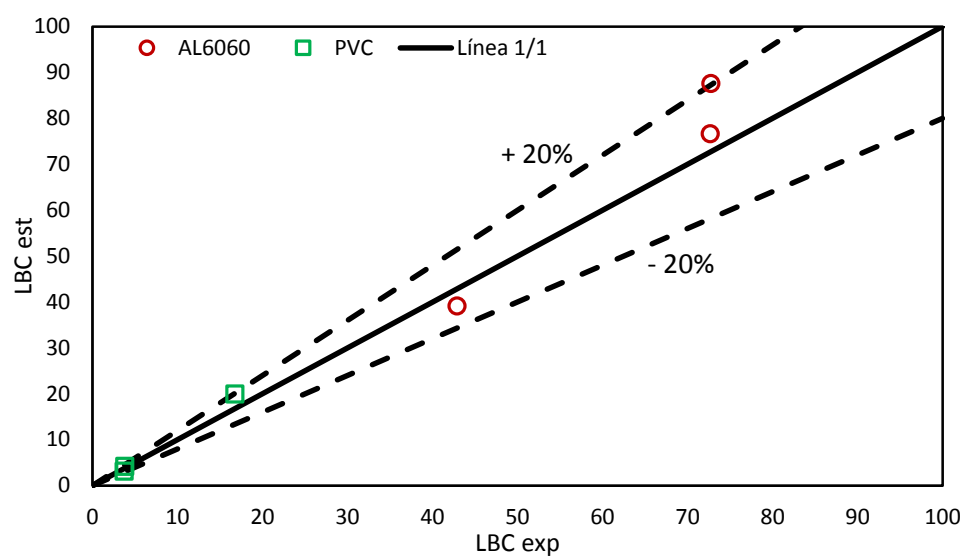


Fig. 5.16. Comparación entre los resultados experimentales (LBC_{exp}) y los resultados estimados (LBC_{est}).

6. CONCLUSIONES

En este trabajo, se han propuesto dos alternativas para la evaluación de integridad estructural de elementos que contienen defectos tipo entalla. Ambas metodologías hacen uso de la Teoría de las Distancias Críticas para dar solución a las limitaciones propias de la Mecánica de la Fractura a la hora de analizar el comportamiento a fractura en presencia de entallas. En una de las metodologías se combina el uso de la TDC con los Diagramas de Fallo, con el fin de corregir los valores de tenacidad a fractura reduciendo así el conservadurismo propio de los FAD y obteniendo valores de carga crítica más acordes con el comportamiento real del componente. Por otro lado, se propone un segundo método donde se estima la capacidad de carga aplicando directamente la TDC, gracias a la utilización del análisis de elementos finitos para la determinación de los estados tensionales en el fondo de la entalla. La validación de ambas metodologías se ha llevado a cabo en vigas tubulares que contienen defectos tipo entalla en U, y se han utilizado dos materiales con características muy diferentes como son el AL6060-T66 y el PVC.

Con las estimaciones de la capacidad de carga obtenidas en ambas metodologías se llegan a las siguientes conclusiones:

- La metodología FAD-TDC proporciona estimaciones de la capacidad de carga tanto precisas como seguras, reduciendo el conservadurismo inicial del análisis FAD ordinario cuando no se tiene en cuenta el efecto entalla (es decir, asumiendo el comportamiento de las entallas como fisuras).
- La metodología TDC-FEA proporciona estimaciones aceptables de la capacidad de carga de los componentes estudiados, teniendo en cuenta que esta aproximación tiende a sobreestimar los valores de carga crítica reales, siendo esta diferencia más notable cuanto mayor comportamiento no-lineal que presenta el componente y por tanto más difícil de calibrar con precisión por la TDC.

7. BIBLIOGRAFÍA

- [1] Taylor D. The theory of critical distances applied to the prediction of brittle fracture in metallic materials. *SID Struct Integr Durab* 2005;1:145–54. <https://doi.org/10.3970/sdhm.2005.001.145>.
- [2] Madrazo V, Cicero S, Carrascal IA. On the Point Method and the Line Method notch effect predictions in Al7075-T651. *Eng Fract Mech* 2012;79:363–79. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2011.11.017>.
- [3] Cicero S, Madrazo V, Carrascal IA. Analysis of notch effect in PMMA using the Theory of Critical Distances. *Eng Fract Mech* 2012;86:56–72. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2012.02.015>.
- [4] Taylor D, Merlo M, Pegley R, Cavatorta MP. The effect of stress concentrations on the fracture strength of polymethylmethacrylate. *Mater Sci Eng A* 2004;382:288–94. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2004.05.012>.
- [5] Cicero S, García T, Castro J, Madrazo V, Andrés D. Analysis of notch effect on the fracture behaviour of granite and limestone: An approach from the Theory of Critical Distances. *Eng Geol* 2014;177:1–9. <https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2014.05.004>.
- [6] Castro J, Cicero S, Sagaseta C. A Criterion for Brittle Failure of Rocks Using the Theory of Critical Distances. *Rock Mech Rock Eng* 2016;49:63–77. <https://doi.org/10.1007/s00603-015-0728-8>.
- [7] Ibáñez-Gutiérrez FT, Cicero S. Fracture assessment of notched short glass fibre reinforced polyamide 6: An approach from failure assessment diagrams and the theory of critical distances. *Compos Part B Eng* 2017;111:124–33. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.11.053>.
- [8] Smith E. Fracture initiation at the root of a blunt flaw: description in terms of Kr–Lr failure assessment curves. *Int J Press Vessel Pip* 1999;76:799–800.
- [9] Smith E. Fracture initiation at the root of a sharp groove: description in terms of Kr–Lr failure assessment curves. *Int J Eng Sci* 2001;39:355–60.
- [10] Matvienko YG. Local fracture criterion to describe failure assessment diagrams for a body with a crack/notch. *Int J Fract* 2003;124:107–12.
- [11] Matvienko YG. Development of models and criteria of notch fracture mechanics. *Struct Integr LIFE* 2011;11:3–7.
- [12] Horn AJ, Sherry AH. An engineering assessment methodology for non-sharp defects in steel structures—Part II: Procedure validation and constraint analysis. *Int J Press Vessel Pip* 2012;89:151–61.
- [13] Horn AJ, Sherry AH. An engineering assessment methodology for non-sharp defects in steel structures—Part I: Procedure development. *Int J Press Vessel Pip* 2012;89:137–50.
- [14] Madrazo V, Cicero S, García T. Assessment of notched structural steel components using failure assessment diagrams and the theory of critical distances. *Eng Fail Anal* 2014;36:104–20.
- [15] Cicero S, Madrazo V, Carrascal IA, Cicero R. Assessment of notched structural components using Failure Assessment Diagrams and the Theory of Critical Distances. *Eng Fract Mech* 2011;78:2809–25. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2011.08.009>.
- [16] Inglis CE. Stresses in a plate due to the presence of cracks and sharp corners. *Trans Inst Nav Arch* 1913;55:219–41.

- [17] Anderson TL. Fracture mechanics: fundamentals and applications. CRC press; 2017.
- [18] Griffith AA. The phenomena of rapture and flow in solids. Philos Trans R Soc London 1920;221:163–98.
- [19] Irwin GR. Onset of fast crack propagation in high strength steel and aluminum alloys. Naval Research Lab Washington DC; 1956.
- [20] Irwin GR. Analysis of stresses and strains near the end of a crack transversing a plate. Trans ASME, Ser E, J Appl Mech 1957;24:361–4.
- [21] Williams ML. On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack. J Appl Mech Trans ASME 1960;28:78–82. <https://doi.org/10.1115/1.3640470>.
- [22] Tada H, Paris PC, Irwin GR. The Stress Analysis of Cracks Handbook, Third Edition. ASME Press; 2000. <https://doi.org/10.1115/1.801535>.
- [23] Murakami Y. Stress intensity factors 1987.
- [24] Rooke DP, Cartwright DJ. Compendium of stress intensity factors. Procure Exec Minist Defence H M S O 1976, 330 p(Book) 1976.
- [25] International A. ASTM E399-19, Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{Ic} of Metallic Materials. West Conshohocken, PA: ASTM International; 2019.
- [26] International A. ASTM E1820-20, Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. West Conshohocken, PA: ASTM International; 2020.
- [27] Madrazo Acebes V. Análisis, desarrollo y aplicación de la teoría de las distancias críticas en la evaluación en rotura de componentes estructurales. TDR (Tesis Dr En Red) 2013.
- [28] Irwin GR. Plastic zone near a crack and fracture toughness 1997.
- [29] Wells AA. Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. Proc. crack Propag. Symp., vol. 1, 1961.
- [30] Rice JR. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. J Appl Mech 1968;35:379–86. <https://doi.org/10.1115/1.3601206>.
- [31] Smith E. A comparison of Mode I and Mode III results for the elastic stress distribution in the immediate vicinity of a blunt notch. Int J Eng Sci 2004;42:473–81.
- [32] Timošenko SP, Goodier JN. Theory of elasticity. McGraw-Hill; 1951.
- [33] Weiss V. Application of Weibull's statistical theory of fracture to sheet specimens. Trans ASME 62-WA-270 1962.
- [34] Creager M, Paris PC. Elastic field equations for blunt cracks with reference to stress corrosion cracking. Int J Fract Mech 1967;3:247–52.
- [35] Chen CC, Pan HI, Chen C. Collection of papers on fracture of metals. Metall Ind Press Beejing 1978:121–97.
- [36] Usami S, Tanaka JM, Komai K. Current research on fatigue cracks. Kyoto Soc Mater Sci 1985:199.
- [37] Glinka G, Newport A. Universal features of elastic notch-tip stress fields. Int J Fatigue 1987;9:143–50.
- [38] Kujawski D. Estimations of stress intensity factors for small cracks at notches. Fatigue Fract Eng Mater Struct 1991;14:953–65.
- [39] Pluvinage G. Fatigue and fracture emanating from notch; the use of the notch stress intensity factor. Nucl Eng Des 1998;185:173–84.

- [40] Nui LS, Chehimi C, Pluvinae G. Stress field near a large blunted tip V-notch and application of the concept of the critical notch stress intensity factor (NSIF) to the fracture toughness of very brittle materials. *Eng Fract Mech* 1994;49:325–35.
- [41] Pluvinae G, Azari Z, Kadi N, Dlouhý I, Kozak V. Effect of ferritic microstructure on local damage zone distance associated with fracture near notch. *Theor Appl Fract Mech* 1999;31:149–56.
- [42] Cicero S, Madrazo V, Carrascal IA, Cicero R. Assessment of notched structural components using failure assessment diagrams and the theory of critical distances. *Eng Fract Mech* 2011;78:2809–25.
- [43] Bao Y, Jin Z. Size effects and a mean-strength criterion for ceramics. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 1993;16:829–35.
- [44] Berto F, Lazzarin P. Recent developments in brittle and quasi-brittle failure assessment of engineering materials by means of local approaches. *Mater Sci Eng R Reports* 2014;75:1–48.
- [45] Carpinteri A. Stress-singularity and generalized fracture toughness at the vertex of re-entrant corners. *Eng Fract Mech* 1987;26:143–55.
- [46] Fett T. Failure of brittle materials near stress singularities. *Eng Fract Mech* 1996;53:511–8.
- [47] Dunn ML, Suwito W, Cunningham S. Fracture initiation at sharp notches: correlation using critical stress intensities. *Int J Solids Struct* 1997;34:3873–83.
- [48] Lazzarin P, Andreazza R. Stress distribution in L-shaped butt joint: welded or bonded. *Theor Appl Fract Mech* 1989;12:189–93.
- [49] Livieri P. A new path independent integral applied to notched components under mode I loadings. *Int J Fract* 2003;123:107–25.
- [50] Gómez FJ, Elices M. A fracture criterion for sharp V-notched samples. *Int J Fract* 2003;123:163–75.
- [51] Sih GC. Strain-energy-density factor applied to mixed mode crack problems. *Int J Fract* 1974;10:305–21.
- [52] Kim JH, Kim DH, Moon S II. Evaluation of static and dynamic fracture toughness using apparent fracture toughness of notched specimen. *Mater Sci Eng A* 2004;387:381–4.
- [53] Taylor D. The theory of critical distances: a new perspective in fracture mechanics. London: Elsevier; 2007.
- [54] Neuber H. Theorie der technischen Formzahl. *Forsch Auf Dem Gebiet Des Ingenieurwesens A* 1936;7:271–4.
- [55] Peterson RE. Methods of correlating data from fatigue tests of stress concentration specimens. *Stephen Timoshenko Anniv Vol* 1938:179.
- [56] Neuber H. Theory of notch stresses: principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material. Berlin, Germany: Springer Verlag; 1958.
- [57] Peterson RE. Notch Sensitivity, Metal Fatigue, G. Sines, J. Lwaisman. New York McGrawHill 1959.
- [58] Taylor D. The theory of critical distances. *Eng Fract Mech* 2008;75:1696–705.
- [59] Ewalds HL, Wanhill RJH. Fracture Mechanics, Edward Arnold. London, Delftse Uitgevers Maatsch 1985:193–205.
- [60] Institution BS. BS7910, Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. London, UK: British Standards Institution; 2019.

- [61] Kocak M, Webster S, Janosch JJ, Ainsworth RA, Koers R. FITNET Fitness-for-Service (FFS) Procedure. vol. 1. Hamburg, Germany: GKSS; 2008.
- [62] Fuentes JD, Cicero S, Ibáñez-Gutiérrez FT, Procopio I. On the use of British standard 7910 option 1 failure assessment diagram to non-metallic materials. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 2018;41:146–58.
- [63] Miller AG. Review of limit loads of structures containing defects. *Int J Press Vessel Pip* 1988;32:197–327.
- [64] Fuentes JD, Cicero S, Procopio I. Some default values to estimate the critical distance and their effect on structural integrity assessments. *Theor Appl Fract Mech* 2017;90:204–12. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2017.04.015>.
- [65] European Committee for Standardization. UNE EN 573-1:2005, Aluminium and aluminium alloys - Chemical composition and form of wrought products. 2015.
- [66] Standardization EC for. UNE EN 1401. Plastics piping systems for water supply and for buried and above-ground drainage and sewerage under pressure - Unplasticized poly(vinyl chloride) (PVC-U). 2009.
- [67] Cicero S, Madrazo V, García T. On the assessment of U-shaped notches using Failure Assessment Diagrams and the Line Method: experimental overview and validation. *Theor Appl Fract Mech* 2015;80:235–41.
- [68] International A. ASTM E8 / E8M-16ae1, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. West Conshohocken, PA: ASTM International; 2016.
- [69] International A. ASTM D638-14, Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics. West Conshohocken, PA: ASTM International; 2014.
- [70] International A. ASTM D6068-10, Standard Test Method for Determining J-R Curves of Plastic Materials. West Conshohocken, PA: ASTM International; 2018.
- [71] International A. ASTM D5045-14, Standard Test Methods for Plane-Strain Fracture Toughness and Strain Energy Release Rate of Plastic Materials. West Conshohocken, PA: ASTM International; 2014.
- [72] E. Mark J, editor. *The polymer Data Handbook*. Oxford University Press; 1999.
- [73] ASM I. *Metals Handbook Vol. 2, The Materials Information Society*. 1990.
- [74] Cicero S, Madrazo V, García T, Cuervo J, Ruiz E. On the notch effect in load bearing capacity, apparent fracture toughness and fracture mechanisms of polymer PMMA, aluminium alloy Al7075-T651 and structural steels S275JR and S355J2. *Eng Fail Anal* 2013;29:108–21.